



Facoltà di Ingegneria

Corso di Laurea Specialistica in Ingegneria Aerospaziale

Analisi di prove di tenacità
a frattura interlaminare mediante VCCT:
effetti tridimensionali e validazione

Relatori:

Prof. Daniele Fanteria

Prof. Luigi Lazzeri

Candidato:

Luca Mazzoni

Anno accademico: 2012/2013

Sommario

L'ambito di studio di questa tesi è quello del danno interlaminare nei materiali compositi stratificati e la loro analisi mediante metodi ad elementi finiti.

Lo scopo principale delle attività che sono state oggetto di questa tesi è quello d'individuare le problematiche che si possono presentare nella simulazione numerica delle prove per i modi di apertura I e II della fessura. A tale proposito è necessario simulare la prova con modelli ad elementi finiti; una volta che è stata riprodotta è possibile apprezzare alcuni fenomeni locali che non sono direttamente osservabili durante la prova.

I valori di tenacità a frattura interlaminare ottenuti dalle prove sperimentali sono misure di tipo indiretto e sono ricavati attraverso modelli analitici che trascurano eventuali effetti tridimensionali, mentre i modelli FEM che sono stati usati in questa attività sono invece di tipo tridimensionale. Per simulare queste prove occorre individuare le differenze con i modelli bidimensionali e di conseguenza interpretare il significato dei risultati sperimentali. Questa tipologia di test prevede la propagazione di delaminazioni sotto l'effetto dei carichi applicati. È possibile riprodurre questo fenomeno sfruttando una tecnica numerica che permette di simulare la propagazione di difetti anche in modelli tridimensionali con modi di apertura misti della fessura: la Virtual Crack Closure Technique.

La VCCT è implementata anche nei codici di tipo commerciale, durante questa attività si è fatto uso di Abaqus.

Un altro obiettivo è capire come impostare i parametri di controllo e infine quello della validazione della VCCT con risultati ottenuti sperimentalmente in modo da rendere possibile il suo futuro utilizzo su analisi di componenti strutturali per la verifica a damage tolerance.

*Ai miei genitori,
che mi hanno supportato in questi anni*

Indice

Introduzione.....	vii
Capitolo 1	Analisi di delaminazioni con metodi numerici.....1
Paragrafo 1.1	Meccanica della frattura lineare elastica.....1
Paragrafo 1.2	Virtual Crack Closure Technique4
1.2.1	VCCT in Abaqus.....6
1.2.2	VCCT in altri codici commerciali.....8
Capitolo 2	Test per la determinazione di tenacità a frattura interlaminare.....9
Paragrafo 2.1	Prove sperimentali di tipo Double Cantilever Beam...12
Paragrafo 2.2	Prove sperimentali di tipo End Notched Flexure.....17
Capitolo 3	Benchmark numerici.....22
Paragrafo 3.1	Validazione del modello di un provino DCB.....23
Paragrafo 3.2	Validazione del modello di un provino ENF.....28
Capitolo 4	Analisi della Virtual Crack Closure Technique.....32
Paragrafo 4.1	Sensibilità alla mesh.....33
Paragrafo 4.2	Stabilizzazione della VCCT in Abaqus.....35
Paragrafo 4.3	“Automatic stabilization”39
Paragrafo 4.4	Sensibilità ad “Automatic Stabilization”41
Paragrafo 4.5	“Viscous regularization”46
Paragrafo 4.6	Sensibilità a “Viscous regularization”47
Paragrafo 4.7	“Contact stabilization”49
Paragrafo 4.8	Sensibilità a “Contact stabilization”52
Paragrafo 4.9	Sensibilità all’incremento temporale.....56

Paragrafo 4.10	Sensibilità a “Release Tolerance”.....	59
Paragrafo 4.11	Analisi Dynamic Implicit.....	65
Paragrafo 4.12	Considerazioni su VCCT.....	69
Capitolo 5	Dati sperimentali.....	71
Paragrafo 5.1	Dispersione dei dati sperimentali.....	72
Paragrafo 5.2	Modulo elastico	77
Paragrafo 5.3	Sensibilità della cedevolezza dei provini a modulo elastico e lunghezza di cricca.....	79
Capitolo 6	Simulazione di una prova DCB.....	81
.		
Capitolo 7	Simulazione di una prova ENF.....	86
Paragrafo 7.1	Simulazione di dati sperimentali di una prova ENF.....	89
Paragrafo 7.2	Effetti della precricatura su provini ENF.....	96
Conclusioni e sviluppi futuri.....		100
Bibliografia.....		101

Introduzione

I materiali compositi sono diffusamente utilizzati nel settore aerospaziale in applicazioni strutturali avanzate. Ciò è principalmente dovuto alle favorevoli proprietà meccaniche quali alta rigidezza e resistenza, bassa densità ed elevata resistenza alla corrosione. Tuttavia l'ampia gamma di possibili meccanismi di rottura richiede un dimensionamento conservativo. Questo è ulteriormente complicato dal fatto che il comportamento del materiale dipende ad esempio dalla sequenza d'impilamento, dalla direzione del carico e dalle condizioni ambientali come temperatura e umidità. La progettazione di strutture in materiale composito richiede oggi verifiche sperimentali ad ogni livello della progettazione, dai test per la determinazione delle proprietà meccaniche a prove full scale, passando da test di elementi e componenti. È frequente l'uso di migliaia di provini nella progettazione di una struttura.

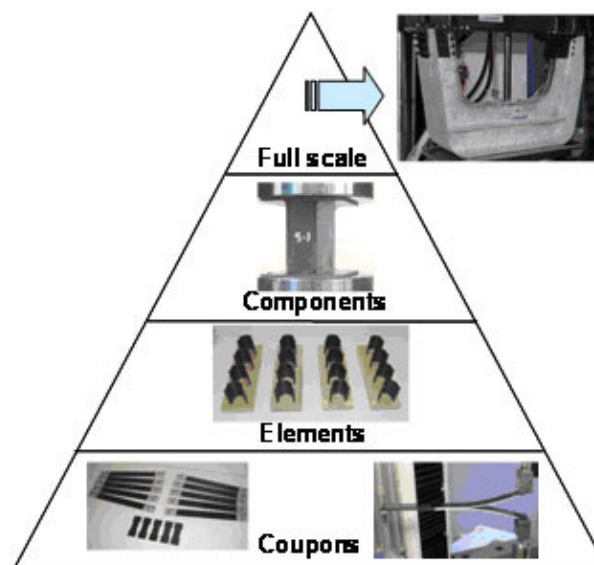


Figura 1.1 Building block approach

Lo scopo principale del virtual testing è la riduzione del numero di prove di laboratorio da migliaia a centinaia. Una sfida importante nella progettazione strutturale è quella di rimuovere fattori di sicurezza eccessivi, ridurre i tempi e i costi di produzione e anche l'impatto ambientale. In presenza di danneggiamenti le strutture hanno prestazioni ridotte ma possono portare carico prima di raggiungere il collasso, è pertanto auspicabile

modellare, determinare sperimentalmente e simulare la risposta non-lineare che precede il collasso della struttura. L'obiettivo futuro è avere modelli analitici in grado di prevedere con alto livello di fedeltà il comportamento di una struttura in composito e quindi sostituire i test intermedi con simulazioni numeriche che presentano tempi e costi di realizzazione più bassi delle prove sperimentali.

L'attività svolta riguarda l'analisi di test collocati alla base della piramide delle prove ed è stata riassunta nella seguente modalità:

- Capitolo 1. Analisi della delaminazione basata sui criteri della meccanica della frattura lineare elastica e la sua implementazione nel metodo numerico della VCCT.
- Capitolo 2. Ricerca bibliografica su test per la determinazione di tenacità a frattura interlaminare e la loro normativa esistente.
- Capitolo 3. Validazione dei modelli ad elementi finiti con dati di letteratura per assicurare la correttezza del modello indipendentemente dalla dispersione dei dati sperimentali.
- Capitolo 4. Analisi della Virtual Crack Closure Technique per capire quali parametri sono importanti per la VCCT e come impostarli.
- Capitolo 5. Problematiche relative al confronto fra risultati numerici e sperimentali.
- Capitolo 6. Analisi della prova a modo I.
- Capitolo 7. Analisi della prova a modo II.

Capitolo 1 Analisi di delaminazioni con metodi numerici

Le delaminazioni in laminati compositi sorgono solitamente durante l'esercizio della struttura ma possono anche essere introdotte durante il processo di produzione, per esempio a seguito di contaminazione del preimpregnato, causando localmente una scarsa adesione delle lamine, oppure si possono formare delle regioni ad alto contenuto vuoto. Infine possono anche essere introdotte durante la movimentazione e manutenzione della struttura a causa di urti accidentali.

Paragrafo 1.1 Meccanica della frattura lineare elastica

Il distacco delle lamine può essere rappresentato come una fessura tra gli strati che può propagare sotto l'effetto di carichi, si può pertanto utilizzare come metodo analitico la meccanica della frattura lineare elastica. Una frattura può essere caricata in vari modi che sono esprimibili come combinazione di tre modi principali: crack opening, sliding shear e scissoring shear.

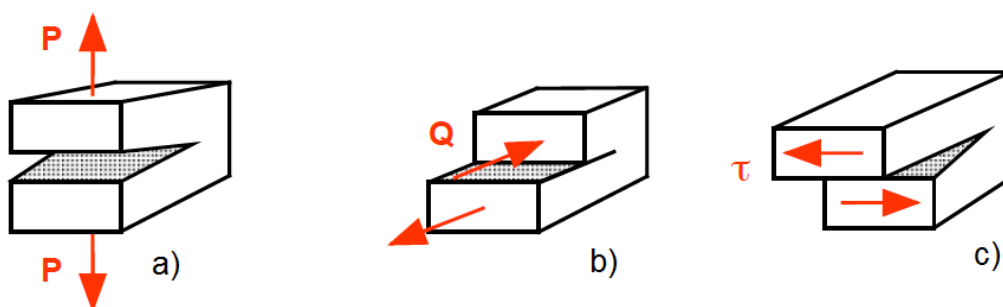


Figura1.2

Modi di apertura della cricca: a) Modo I, b) Modo II, c) Modo III.

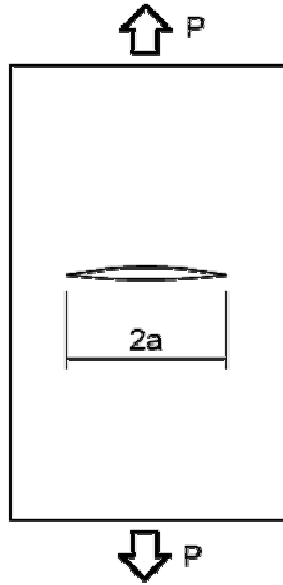


Figura1.3
Corpo fessurato.

La propagazione di una fessura in un corpo continuo deformabile soggetto a carichi arbitrari può essere caratterizzata in termini energetici. In accordo con il primo principio della termodinamica, per un sistema adiabatico, è pari alla differenza di energia nelle due configurazioni. Se la propagazione avviene in modo quasi-statico il contributo dell'energia cinetica è trascurabile. Nell'ipotesi di materiale perfettamente fragile si ha che l'energia necessaria per far propagare la fessura di Δ è pari a:

$$W_{\Gamma}(\Delta) = -\Pi(A) + \Pi(A + \Delta) \quad (1.1)$$

Dove:

$$\Pi = U_{el} - W_f \quad (1.2)$$

Dove Π è l'energia potenziale del sistema, U_{el} è l'energia di deformazione elastica e W_f è il lavoro delle forze esterne. Passando alla forma differenziale si ottiene:

$$\frac{dW_{\Gamma}}{dA} = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (1.3)$$

Definendo lo strain energy release rate come variazione di energia potenziale per unità di area di superficie di frattura:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (1.4)$$

Si ottiene che il criterio di frattura può essere espresso come:

$$\frac{G}{G_c} \geq 1 \quad (1.5)$$

Dove G_c è detta tenacità a frattura ed è una proprietà del materiale. La propagazione della fessura è stabile quando:

$$\frac{dG}{dA} \leq 0 \quad (1.6)$$

Si definisce la cedevolezza di un corpo come:

$$C = \frac{\delta}{P} \quad (1.7)$$

L'energia potenziale totale si può esprimere in funzione di forza e spostamento applicati come:

$$\Pi = -\frac{1}{2}P\delta \quad (1.8)$$

Per un problema piano l'area della superficie di frattura può essere espressa come:

$$A = Ba \quad (1.9)$$

Sostituendo in (1.5) le relazioni (1.8), (1.9) ed effettuando un cambio di variabili secondo (1.10) si ottiene l'espressione di G in funzione del carico applicato (1.10):

$$G = \frac{1}{2B} \frac{dC}{da} P^2 \quad (1.10)$$

oppure in funzione dello spostamento applicato (1.11):

$$G = \frac{1}{2BC^2} \frac{dC}{da} u^2 \quad (1.11)$$

Paragrafo 1.2 Virtual Crack Closure Technique

La VCCT è un metodo che permette l'analisi della propagazione di fessure attraverso l'approccio alla meccanica della frattura lineare elastica. Oltre che per scopi di ricerca può essere usata anche per dimensionamenti di componenti strutturali a damage tolerance sia in materiale composito che in materiale metallico; per questo è stata implementata su codici ad elementi finiti di tipo commerciale quali: MSC NASTRAN, ABAQUS, MARC, ANSYS, ASKA, PERMAS e SAMCEF.

È una tecnica ampiamente usata per calcolare lo strain energy release rate da risultati di modelli FEM bidimensionali e tridimensionali. Inoltre, può calcolare il valore di G_c secondo il criterio di separazione in modo misto. Non è possibile simulare con la VCCT la nascita di un difetto, come può essere una delaminazione che ha origine da un impatto, ma può solamente prevedere la sua evoluzione. La forma iniziale della fessura e la superficie su cui essa può propagare devono essere definiti dall'utente.

Krueger in [1] espone la tecnica della VCCT. Lo strain energy release rate per il modo di apertura i è calcolato nel nodo j come:

$$G_{ij} = \frac{1}{2} \frac{F_i \Delta u_{ij}}{B \Delta a} \quad (1.12)$$

Le varie grandezze sono illustrate in Figura 1.5 e sono definite come:

- F_i è la forza in direzione i che si scambiano la coppia di nodi j sul bordo della cricca.
- Δu_{ij} è la differenza di spostamento in direzione i dei nodi j .
- Δa è l'incremento di lunghezza di cricca.
- B è lo spessore

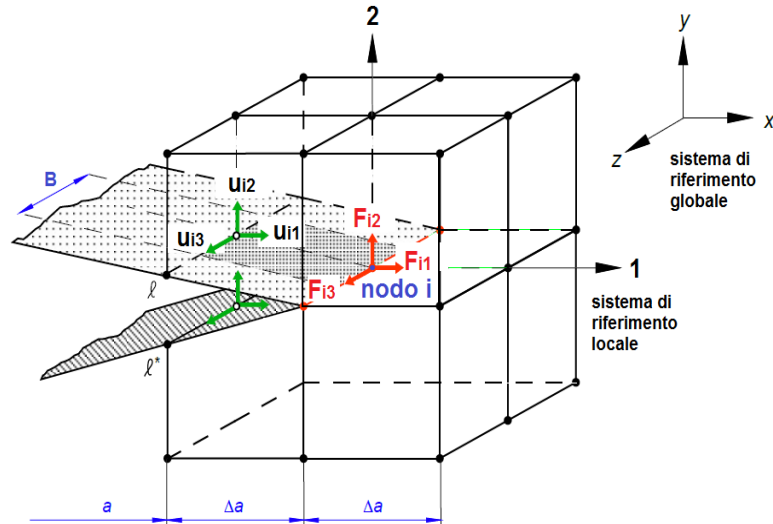


Figura 1.4

VCCT in un modello tridimensionale

Il valore di G_T è la somma dei tre contributi, uno per ciascun modo di apertura della cricca:

$$G_T = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (1.12)$$

Lo strain energy release rate è calcolato secondo il sistema di riferimento locale, rispetto al quale sono definiti i modi di apertura della cricca, come è mostrato in Figura 1.5. La direzione della tangente al bordo della fessura y' è quella relativa al modo di apertura III. Essa è identificata in nel nodo i sul fronte della fessura come la direzione della retta che passa per i due punti adiacenti. Si ricava la direzione di x^* come retta che passa per il nodo i e il nodo j. Il piano definito da y' e x^* è il piano tangente alla superficie di frattura nel nodo i. La direzione perpendicolare a questo piano z' è la direzione relativa al modo di apertura I. Infine, la direzione x' ortogonale a y' e z' è la direzione che definisce il modo di apertura II.

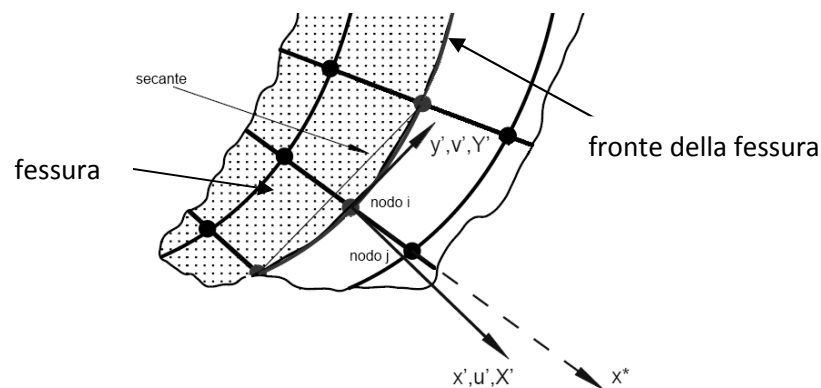


Figura 1.5 Sistema di riferimento locale per la VCCT

1.2.1 VCCT in Abaqus

La VCCT in Abaqus [2] è gestita attraverso un vincolo di contatto fra due superfici, una detta superficie “master” ed una “slave”. È opportuno indicare la superficie del corpo più rigido come superficie di tipo master.

Si seleziona un set di nodi della superficie slave che rappresenta la parte del contatto su cui propagherà la cricca ma che inizialmente è integro. In questa zona ci sono coppie di nodi coincidenti vincolati in modo rigido, uno appartiene alla superficie master mentre l'altro a quella slave. La cricca propaga quando si elimina questo vincolo. Il difetto è la zona della superficie esclusa da questo set di nodi.

La VCCT va alla ricerca il valore limite del criterio di frattura (1.5):

$$\frac{G_T}{G_c} = 1 \quad (1.13)$$

Da un modello numerico non è possibile ottenere numero intero come risultato. Dunque per implementare questo criterio in un metodo ad elementi finiti si è costretti a introdurre una tolleranza RT, detta release tolerance. Dunque per la VCCT il criterio di frattura è:

$$1 \leq \frac{G_T}{G_c} \leq 1 + RT \quad (1.14)$$

Si tratta di una tolleranza unilatera perché altrimenti si potrebbe verificare il distacco di nodi prima della condizione critica. La Release Tolerance è il parametro di controllo principale della VCCT in Abaqus. Nel caso in cui $\frac{G_T}{G_c} > 1 + RT$ Abaqus compie un'operazione di cutback, ovvero fa un altro tentativo di soluzione riducendo l'incremento temporale. Anche per analisi di tipo quasi statico è definito un incremento temporale che non ha significato fisico ma serve a controllare comunque la convergenza della soluzione.

Per determinare il valore di G_c sono disponibili molte leggi, le più comunemente usate sono:

- Legge BK [3]

$$G_c = G_{lc} + (G_{llc} - G_{lc}) \left(\frac{G_{ll} + G_{lll}}{G_T} \right)^\eta \quad (1.15)$$

- Legge di Reeder [4]

$$G_c = G_{lc} + (G_{llc} - G_{lc}) \left(\frac{G_{ll} + G_{lll}}{G_T} \right)^\eta + (G_{lllc} - G_{llc}) \left(\frac{G_{lll}}{G_{ll} + G_{lll}} \right) \left(\frac{G_{ll} + G_{lll}}{G_T} \right)^\eta \quad (1.16)$$

Questa legge diviene la legge BK se $G_{lllc} = G_{lllc}$

- Legge di Power [5]

$$\frac{G_T}{G_c} = \left(\frac{G_l}{G_{lc}} \right)^{a_m} + \left(\frac{G_{ll}}{G_{llc}} \right)^{a_n} + \left(\frac{G_{lll}}{G_{lllc}} \right)^{a_o} \quad (1.17)$$

Krueger in [6] e [7] analizza la VCCT in Abaqus e riscontra che le simulazioni con VCCT necessitano di smorzamento per ottenere convergenza della soluzione. Si ottiene un buon accordo con una curva di riferimento selezionando opportunamente i valori di tolleranza e coefficiente di smorzamento. Non è immediato conoscere gli opportuni parametri di controllo e per impostarli sono richieste alcune iterazioni. Un aumento della tolleranza aumenta la precisione della soluzione ma comporta la nascita di picchi di carico indesiderati. Sia casi in cui l'energia dissipata è piccola o grande rispetto all'energia di deformazione sono in accordo con la curva di riferimento, pertanto non si ha la certezza che la quantità di energia assorbita dalla stabilizzazione possa essere usata come indicatore della qualità dei risultati dell'analisi.

1.2.2 VCCT in altri codici commerciali

La VCCT in Marc e MD Nastran è stata esaminata da Krueger in [8] su modelli 2D e 3D. La versione di MD Nastran è una versione analoga a quella di Marc seppur più limitata, in quanto non è disponibile alcun criterio di separazione a modo misto. La propagazione della fessura in Marc può avvenire secondo tre modalità:

- rilascio di nodi da un vincolo di contatto.
- duplicazione di nodi del fronte di cricca e modifica della connettività dei relativi elementi.
- crescita per remeshing in cui la mesh attorno alla cricca viene rigenerata e la mesh adiacente alla cricca è adattata.

In Marc non sempre la direzione di propagazione è nota a priori, essa è dunque ottenuta secondo il criterio dello stress principale: la direzione di crescita è quella normale alla direzione della massima tensione. In alternativa è possibile definire un vettore che fornisca la direzione di crescita della frattura. In Abaqus la direzione di propagazione è direttamente definita una volta stabilite le superfici di contatto. Se si supera la condizione critica, l'incremento temporale è ripetuto finché il valore dello strain energy release rate è al di sotto del valore critico. Questo permette di utilizzare incrementi temporali più grandi e quindi ridurre i costi computazionali. L'incremento temporale deve comunque essere limitato per evitare di oltrepassare il punto d'inizio propagazione. Nelle simulazioni con Marc non si sono verificati problemi di convergenza e non è stato necessario introdurre una qualsiasi forma di smorzamento.

Krueger in [9] analizza la VCCT implementata in Ansys, i parametri di controllo della VCCT sono legati al controllo dell'incremento temporale. Un risultato di questo studio è stato che l'incremento temporale massimo deve essere inferiore a 10^{-3} per individuare correttamente la condizione di inizio propagazione. In tutti i codici presi in esame si sono rivelati problemi nel caso di mesh non uniformi, in particolare nei nodi in cui avviene la transizione.

Capitolo 2 Prove per la determinazione di tenacità a frattura interlaminare

La tenacità a frattura interlaminare è misurata sperimentalmente per ciascun modo di apertura della fessura attraverso specifici test. Solo per i test di modo di apertura I e di modo misto I e II è stata emanata una normativa ASTM, altri test sono ancora in fase di valutazione:

- Double Cantilever Beam (DCB)
per determinare il valore di G_{Ic} per quanto riguarda il modo di apertura I della cricca.
- Mixed-Mode Bending (MMB)
In questa prova si varia il valore del rapporto G_I/G_{II} e si ricava il valore di G_C a modo di apertura misto.

Per il modo II non esiste una normativa ASTM e i due principali candidati per essere normati sono provino sottoposto a flessione per tre punti ed uno per quattro punti. Essi sono rispettivamente:

- End-Notched Flexure (ENF)
- Four-Point bend End-Notched Flexure (4ENF)

Il valore di G_{IIIC} è ricavato dalla prova:

- Edge Crack Torsion (ECT)

Tutte queste prove sono basate su provini in cui è stata realizzata una delaminazione artificiale. La fessura è realizzata inserendo fra le lamine un materiale antiaderente, come per esempio il Teflon. In corrispondenza del bordo della fessura si forma una sacca di resina (Figura 2.1). In questa zona le proprietà a tenacità a frattura interlaminare sono più grandi rispetto al materiale base.

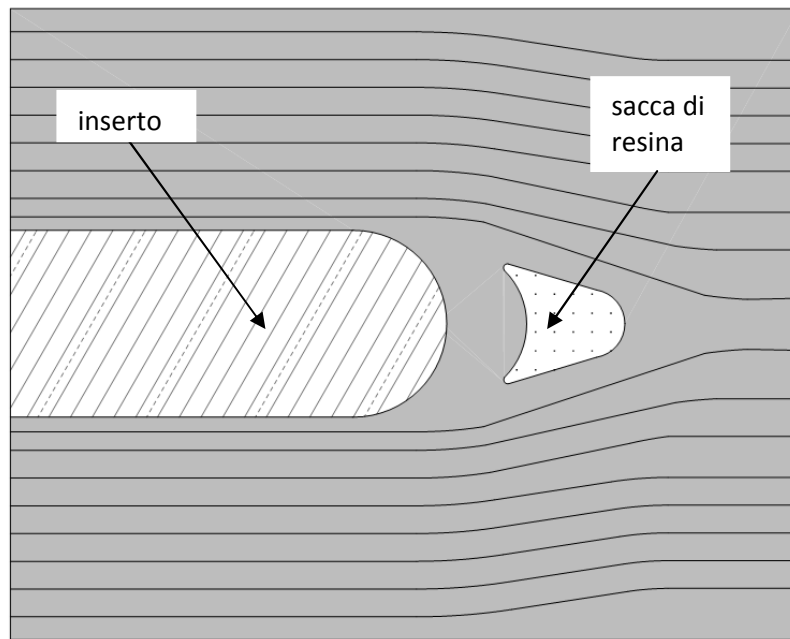


Figura 2.1

Rappresentazione schematica della zona
ricca di resina all'apice dell'inserto

Da ciascuno dei test è possibile ottenere una curva carico-spostamento applicato. Esistono tre criteri per individuare la coppia di valori di carico e di spostamento da cui ricavare il valore di G_C [10], anche se non tutti sono applicabili a tutte le prove (Figura 2.2).

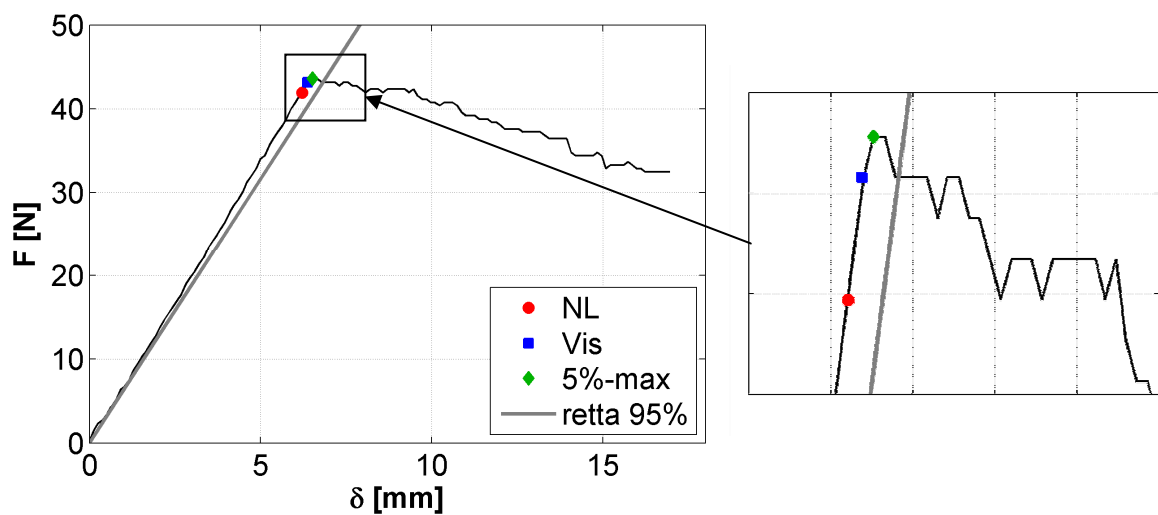


Figura 2.2

Criteri di individuazione della condizione di inizio propagazione

- $G_{cr}(NL)$ si riferisce alla coppia di valori di carico e di spostamento in corrispondenza dei quali la curva abbandona il comportamento lineare.
- $G_{cr}(vis.)$ si riferisce alla coppia di valori di carico e di spostamento in corrispondenza dei quali è possibile osservare per la prima volta la crescita della delaminazione.
- $G_{cr}(5\% - \max)$ si riferisce al punto della curva carico-spostamento in corrispondenza del quale la cedevolezza del provino risulta essere aumentata del 5% rispetto al tratto lineare se questo punto non è preceduto dal massimo della curva, altrimenti il punto di inizio propagazione è proprio il massimo della curva.

Paragrafo 2.1

Prove sperimentali di tipo Double Cantilever Beam

Il provino DCB è utilizzato per determinare la tenacità a frattura interlaminare per il modo I di apertura di materiali compositi. Lo standard ASTM [10] è relativo solamente ai laminati unidirezionali. Il set di provini è ricavato dallo stesso pannello che presenta una delaminazione realizzata inserendo un film sottile non adesivo nel piano medio, questo causa la presenza di una zona ricca di resina che si forma sul bordo dell'inserito. Per questo motivo viene eseguita una precriccatura, ovvero si fa propagare di poco la cricca per superare questa zona che ha resistenza più alta rispetto al materiale. Il carico può essere introdotto sia mediante cerniere che mediante blocchi di carico. Per brevità prenderemo in considerazione solamente il caso di nostro interesse: il provino caricato per mezzo di cerniere. Esse hanno larghezza pari a quella del provino e sono incollate all'estremità del provino stesso. Il collegamento con il provino è effettuato mediante film adesivo, pertanto deve essere presente un'ampia zona di collegamento per avere una buona distribuzione del carico. In Figura 1.1 è mostrato un provino DCB durante il test.

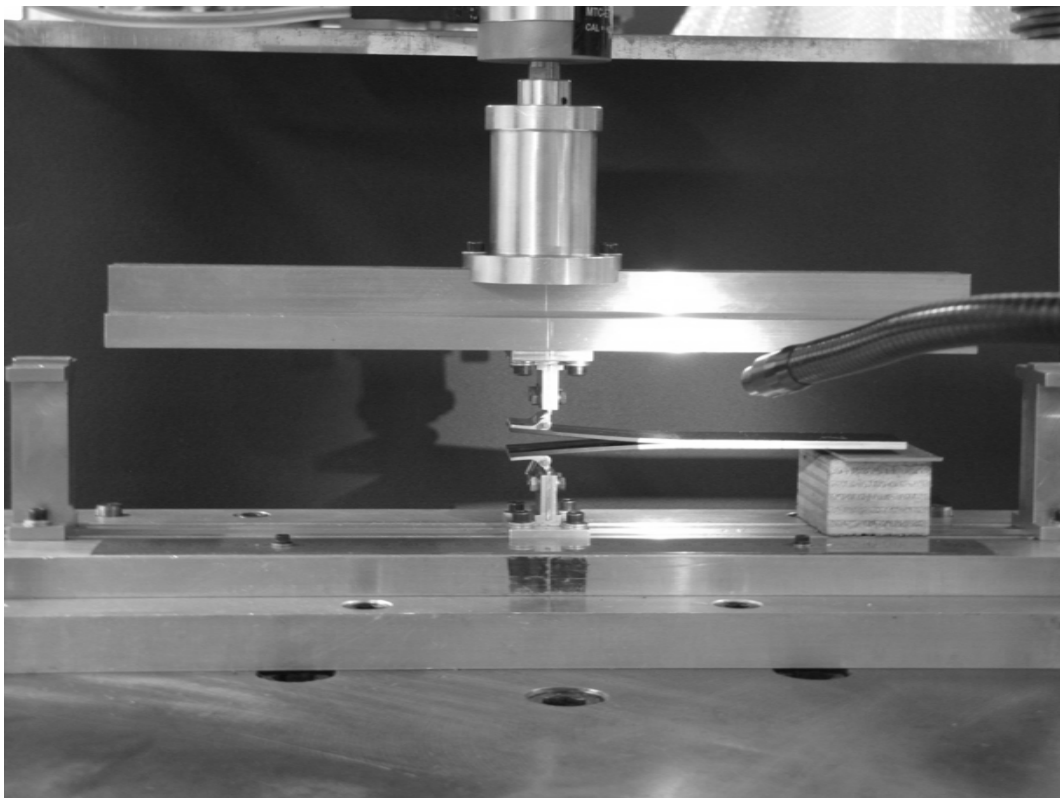


Figura 2.3

Provino DCB

La lunghezza della cricca è la distanza dall'asse delle cerniere all'apice della cricca. La prova è effettuata in controllo di spostamento registrando carico e spostamento imposto alla cerniera e lunghezza della cricca. È probabile che le fibre adiacenti al piano medio dove si sviluppa la fessura non siano a esso perfettamente allineate dunque dopo che si sono raggiunte le condizioni critiche e la fessura inizia a aumentare di lunghezza è possibile che alcune fibre colleghino la superficie superiore della frattura che si è venuta a creare con quella inferiore. Questo fenomeno è chiamato fiber bridging e comporta un meccanismo di trasferimento di carico che riduce gli stress all'apice della cricca, dunque il valore di G_{Ic} che si ottiene dalla prova tende a variare con la lunghezza della delaminazione. Si controlla questo fenomeno attraverso la curva R, il grafico di G_{Ic} in funzione della lunghezza di cricca che è misurata a partire dall'asse di cerniera. Per misurare di quanto avanza la frattura si disegnano delle tacche a partire dal fronte iniziale della cricca con passo di 1mm fino ad una distanza di 5mm e poi altre con passo 5mm. Esaminando i fotogrammi del video della prova si misura la lunghezza della cricca.

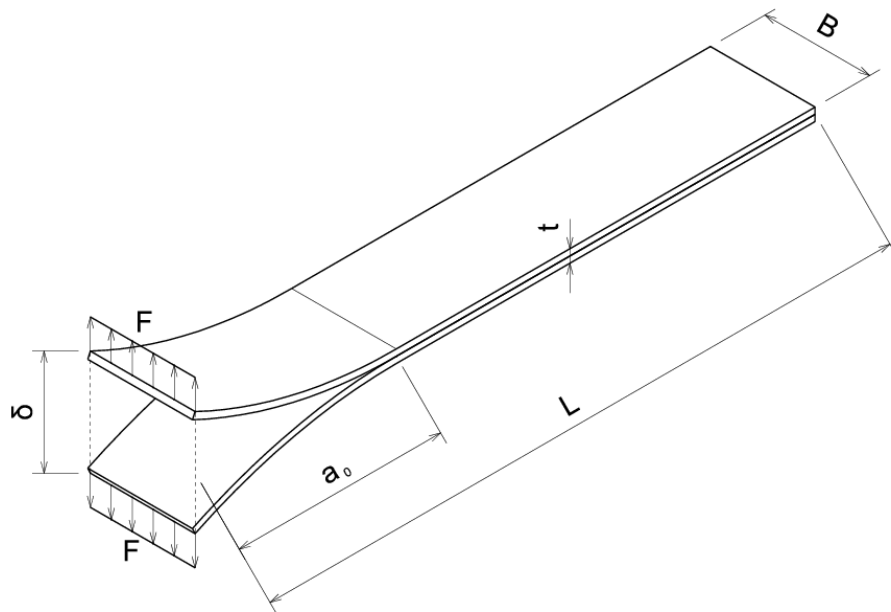


Figura 2.4

Schema di un provino DCB

In letteratura sono presenti vari modelli analitici che descrivono il provino DCB, innanzitutto prendiamo in considerazione un modello semplice per evidenziare le sue caratteristiche. Si schematizza metà provino come una trave incastrata soggetta a taglio le cui estremità sono definite dal punto di applicazione del carico e dall'apice della cricca. Secondo un modello semplificato di trave di Eulero-Bernoulli incastrata [11] la cedevolezza è pari a:

$$C = \frac{2a^3}{3E_1I} \quad (2.1)$$

Per la sezione rettangolare:

$$C = \frac{4a^3}{E_1B(t/2)^3} \quad (2.2)$$

E da (1.11) si ottiene dall'espressione di :

$$G_I = \frac{P^2 a^2}{BE_1I} = \frac{9\delta^2 E_1I}{4a^4 B} \quad (2.3)$$

Poichè la condizione per la stabilità della crescita della cricca è

$$\frac{dG}{da} \leq 0 \quad (2.4)$$

si può vedere che effettuando la prova a controllo di carico la crescita della cricca risulta essere instabile, ovvero una volta raggiunta la condizione critica la crescita della cricca non si arresta:

$$\frac{dG}{da} = \frac{2P^2 a}{bE_1I} \geq 0 \quad (2.5)$$

Viceversa se la prova è effettuata in controllo di spostamento la crescita della cricca è stabile:

$$\frac{dG}{da} = -\frac{9E_1I\delta^2}{ba^5} \leq 0 \quad (2.6)$$

Per questo motivo il test DCB è eseguito a controllo di spostamento.

Il modello per la cedevolezza utilizzato per queste considerazioni è un modello semplificato. Lo stato di tensioni all'apice della cricca non è quello di un incastro perfetto, ma è presente una certa rigidità. Inoltre si trascurano anche gli effetti del taglio della trave. Kanninen in [12] realizza un modello più complesso che tiene in considerazione questi effetti. Kanninen modella solo metà provino con una trave di Timoshenko e il vincolo dato dalla parte di provino integra è schematizzato con un letto di molle di rigidità opportuna. L'espressione della cedevolezza ottenuta è pari a quella del modello

semplificato moltiplicato per un fattore correttivo che dipende dalla lunghezza di cricca e dallo spessore:

$$C = \frac{4a^3}{E_1 B (t/2)^3} \left[1 + 1.92 \frac{t/2}{a} + 1.22 \left(\frac{t/2}{a} \right)^2 + 0.39 \left(\frac{t/2}{a} \right)^3 \right] \quad (2.7)$$

La normativa ASTM [10] permette di ricavare il valore di G_{IC} secondo tre metodi differenti. In Figura 1.2 sono riportate le dimensioni del provino DCB.

- Modified Beam Theory Method (MBT)

Il modello a cui si fa riferimento è quello semplificato (1.7) che prevede che la cedevolezza dipenda da a^3 . Secondo questo modello la cedevolezza si annulla per $a=0$, cosa che invece non accade con il modello di Kanninen (1.13). Per tener conto di ciò si applica un fattore correttivo $|\Delta|$ alla lunghezza della cricca, in modo tale che la lunghezza corretta sia pari a $a + |\Delta|$. $|\Delta|$ è definito come il valore di a per cui si ha

$$|C^{1/3}(a)| = 0 \quad (2.8)$$

$|\Delta|$ si ottiene dai dati sperimentali dal grafico $C^{1/3}$ in funzione di a . è definito come la distanza fra l'origine e il punto di intersezione della retta di best-fit della suddetta curva con l'asse delle ascisse.

Secondo questa metodologia il valore di G_{Icr} è calcolato come:

$$G_{Icr} (MBT) = \frac{3P_{cr} \delta_{cr}}{2B(a + |\Delta|)} \quad (2.9)$$

Tale valore può variare a seconda della lunghezza di fessura, poichè all'avanzare della cricca si può verificare il fenomeno del fiber bridging.

Con questo metodo è possibile ottenere anche una misura indiretta del modulo elastico a flessione del materiale:

$$E_{1f} = \frac{64(a + |\Delta|)^3 P}{6Bt^3 \delta} \quad (2.10)$$

Il modulo elastico deve risultare indipendente dalla lunghezza di cricca, tuttavia ciò può non verificarsi a causa del fiber bridging.

- Compliance Calibration Method (CC)

Questo metodo consiste nel realizzare il diagramma di $\log(C)$ in funzione di $\log(a)$ utilizzando le coppie di valori di a e C durante la propagazione a partire da quella di visual observation.

In seguito si ricava la pendenza della retta di best-fit, il cui il suo coefficiente angolare è n

.

Il valore di G_{Ic} che si ottiene con questo metodo è espresso da:

$$G_{Ic}(CC) = \frac{nP\delta}{2Ba} \quad (2.11)$$

- Modified Compliance Calibration Method (MCC)

Il valore di G_{Ic} che si ottiene con Modified Compliance Calibration Method è:

$$G_{Icr}(MCC) = \frac{3P_{cr}^2 C^{2/3}}{2A_1 B t} \quad (2.12)$$

Dove il parametro A_1 è il coefficiente angolare della retta di best fit del grafico $\frac{a}{(t/2)}$ in

funzione di $C^{1/3}$ utilizzando le coppie di valori di a e C durante la propagazione a partire da quella di “visual observation”.

Paragrafo 2.2

Prove sperimentali di tipo End-notched Flexure

Il test End Notched Flexure per la determinazione di G_{IIc} utilizza un provino con una delaminazione che è sottoposto a flessione per tre punti. Uno schema del provino ENF è mostrato in Figura 1.3.

La pre-cricatura a modo II si effettua posizionando il provino in modo che l'apice della cricca sia molto vicina (3-5mm) al punto di applicazione del carico, dopodiché si applica un carico statico.

Prima di effettuare la prova ENF è possibile ricavare la cedevolezza del provino per differenti valori di a/L , montando opportunamente il provino sul telaio. In questo modo si può ottenere una relazione sperimentale fra cedevolezza e lunghezza di fessura [13].

Un esempio tipico di risultato sperimentale in termini di carico applicato in funzione dello spostamento della cella di carico è mostrato in Figura 1.4. Lo spostamento è aumentato fino a quando si raggiunge la condizione critica $G_{II} = G_{IIc}$. Il provino ENF presenta una propagazione instabile della delaminazione per cui il carico crolla; successivamente si ritorna nella posizione iniziale del cursore.

L'andamento del carico è pressoché lineare con lo spostamento fatta eccezione per la parte iniziale della curva in cui si recuperano i giochi del macchinario che applica il carico. Per eliminare questi effetti indesiderati si riduce lo spostamento imposto di un valore tale da far passare per l'origine degli assi la retta di best fit della zona centrale dei dati che mostra un andamento lineare.

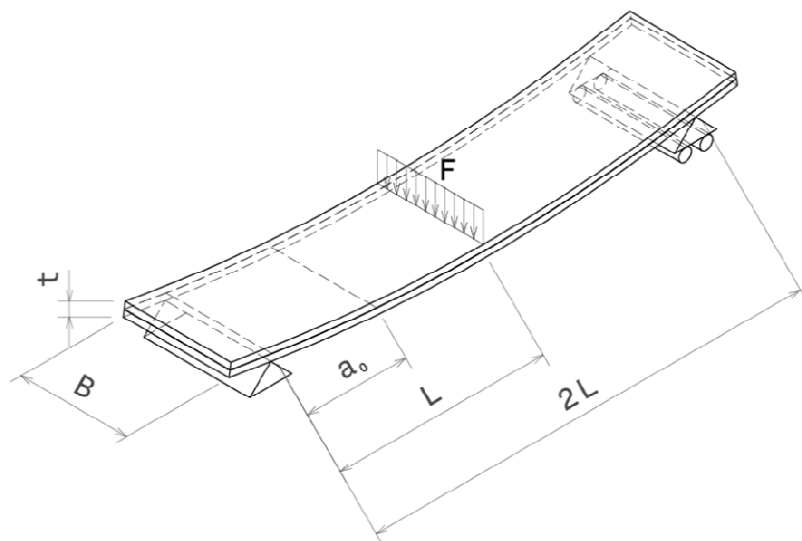


Figura 2.5 Schema di un provino ENF

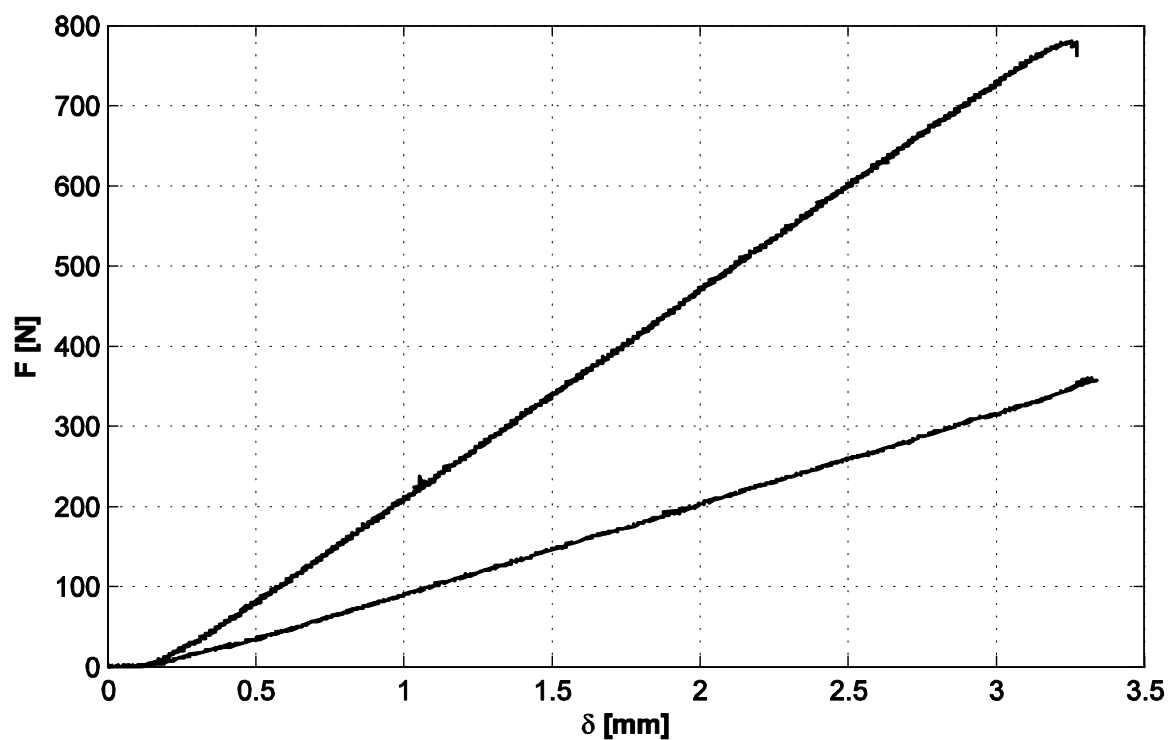


Figura 2.6

Esempio di risultato di prova ENF

L'espressione della cedevolezza è stato oggetto di molti studi; sono stati creati vari modelli analitici che esprimono la cedevolezza del provino ENF. Il modello più semplice è realizzato con travi di Eulero-Bernoulli in [13]:

$$C = \frac{2L^3 + 3a^3}{8E_1 B (t/2)^3} \quad (2.13)$$

Questo modello è valido per $0 < a < L$. Il valore di G_{II} si che si ottiene è

$$G_{II} = \frac{9a^2 P^2}{16E_1 B^2 (t/2)^3} \quad (2.14)$$

Per avere una propagazione stabile della fessura si deve avere:

$$\frac{dG_{II}}{da} \leq 0 \quad (2.15)$$

E dunque sostituendo:

$$a \geq \frac{L}{\sqrt[3]{3}} \cong 0.7L \quad (2.16)$$

Chengye Fan et al. in [14] hanno realizzato un modello analogo al precedente utilizzando travi di Timoshenko che tengono conto anche degli effetti del taglio:

$$C = \frac{2L^3 + 3a^3}{8E_1 B (t/2)^3} + \frac{3L}{10G_{13} B (t/2)} \quad (2.17)$$

Si può osservare che introducendo la rigidezza a taglio G_{II} non varia la sua espressione. Il provino ENF dal punto di vista della stabilità della propagazione ha un comportamento complesso. Prendiamo ad esempio dei risultati numerici ottenuti da Krueger in [7] che sono mostrati in Figura 1.5.

Sono riportati i valori critici di carico e di spostamento di un provino ENF al variare della lunghezza della fessura. Questi risultati sono stati ottenuti con un modello FEM bidimensionale. Il carico di ciascuna prova cresce linearmente fino a raggiungere la curva rappresentata. Più la lunghezza della fessura è grande, maggiore sarà la cedevolezza del provino e minore sarà la pendenza della retta. Non sempre il comportamento dalla propagazione del provino ENF è instabile, esiste un valore limite di lunghezza di cricca oltre il quale la propagazione è stabile. Quale sia questo punto dipende da com'è condotta la prova. Se la prova è a controllo di spostamento allora la lunghezza limite è quella associata al punto della curva con valore minimo di spostamento (quadrato nero). Questo punto si può ottenere anche dalla condizione (1.22). Se è fatta a controllo di carico la lunghezza di fessura limite è quella associata al punto della curva in cui si ha il valore

minimo di carico (cerchio nero), questo punto si raggiunge quando il fronte della fessura è al di sotto del punto di applicazione del carico.

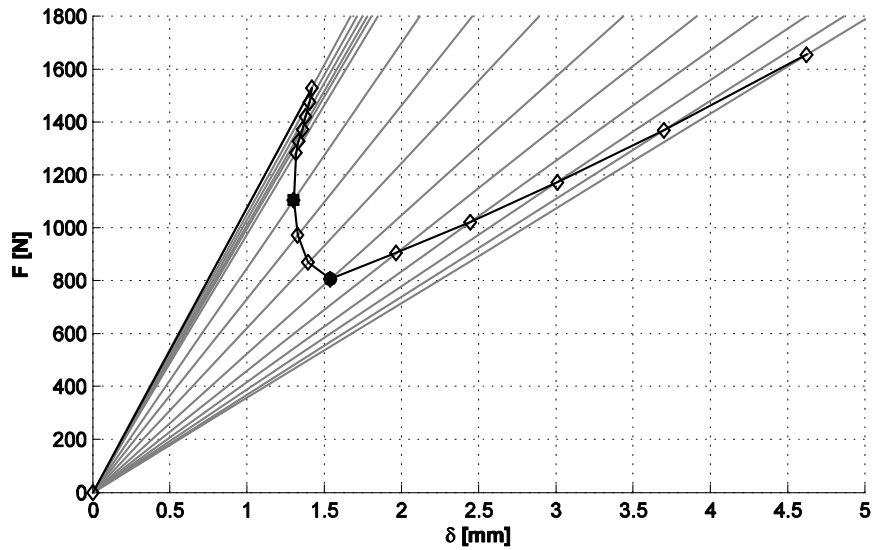


Figura 2.7

Schema del comportamento di un provino ENF

ENF è stato selezionato come Japanese Industrial Standard [15] ma non è ancora uno standard ASTM. Lo standard giapponese privilegia l'utilizzo del criterio di individuazione di inizio propagazione 5%-max in quanto è indipendente dalla sensibilità dell'operatore. Il valore della tenacità a frattura interlaminare a modo II è calcolata come:

$$G_{II} = \frac{9a_1^2 P_c^2 C_1}{2B(2L^3 + 3a_1^3)} \quad (2.18)$$

Prima di raggiungere il carico critico è avvenuta una piccola propagazione della fessura. Per non trascurare ciò la lunghezza di fessura utilizzata è quella di inizio propagazione ed è calcolata come:

$$a_1 = \left[\frac{C_1}{C_0} a_0^3 + \frac{2}{3} \left(\frac{C_1}{C_0} - 1 \right) L^3 \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.19)$$

Dove:

- C_0 è la cedevolezza calcolata nella zona lineare del grafico carico-spostamento.
- C_1 è la cedevolezza calcolata nel punto critico del grafico carico-spostamento.
- a_0 è la lunghezza di fessura iniziale media dopo la pre-cricatura ottenuta come:

$$a_0 = \frac{a_{0L} + a_{0C} + a_{0R}}{3} \quad (2.20)$$

I valori per la media sono le due lunghezze di fessura misurate sui bordi esterni del fronte ed il valore misurato in mezzeria, come mostrato in Figura 2.8. Per effettuare questa misurazione al termine della prova si rompe in due il provino e si esamina la superficie di frattura. Il test è valido se la differenza fra queste misure è inferiore ai 3mm.

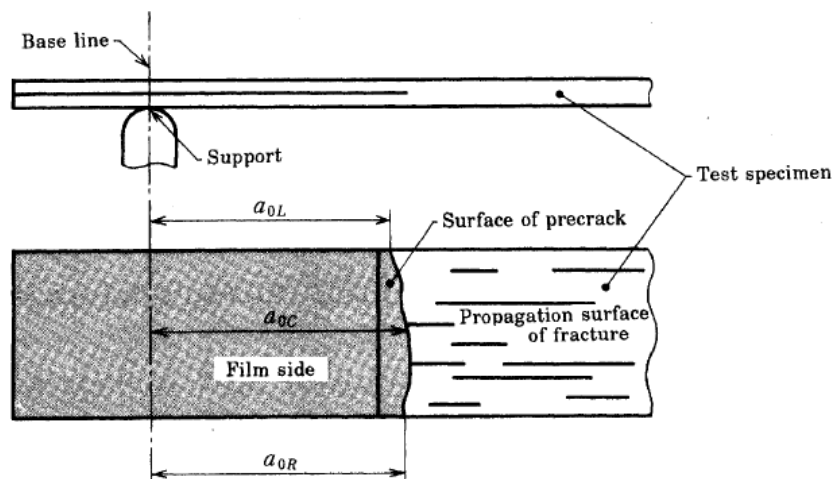


Figura 2.8

Lunghezza iniziale di fessura del provino ENF secondo la normativa JIS K 7086 [14]

Capitolo 3 Benchmark numerici

Al fine di poter simulare una prova sperimentale occorre avere un modello che sia rappresentativo del sistema. I dati sperimentali sono poco adatti per un confronto iniziale perché sono affetti da dispersione dovuta alle imperfezioni che sono presenti nella realtà e questo può nascondere alcuni problemi dei modelli. Pertanto un confronto con risultati numerici presenti in letteratura è più adatto allo scopo di verificare la correttezza dei modelli sviluppati. Una volta che il modello è allineato ai risultati numerici, si possono confrontare i risultati che fornisce anche rispetto a dati sperimentali. Sono stati pertanto riprodotti i risultati di Krueger per provini DCB [6] ed ENF [7]. Krueger confronta analisi in cui la fessura viene fatta propagare con la VCCT con una curva di riferimento detta benchmark. Questa curva è ottenuta attraverso simulazioni numeriche. È ottenuta da tante simulazioni dello stesso modello in cui si varia la lunghezza di fessura. Si calcola lo strain energy release rate sul bordo della cricca, ma si disabilita la propagazione, questo è possibile se si inseriscono valori di tenacità a frattura lineare elastica molto grandi. Si esaminano i profili di G lungo il fronte della cricca per individuare il nodo in cui G assume il valore massimo. È raro poter ricavare direttamente dai risultati della simulazione la condizione critica quando si utilizza un passo temporale discreto, quindi si utilizza un incremento temporale sufficientemente piccolo e si interpola linearmente la funzione $G(\delta)$ fra i due punti in cui risulta essere compreso il valore di G_c .

Con questo metodo si calcola il punto critico per ogni lunghezza di fessura. L'involuppo di tutti questi punti è la curva di benchmark. Essa rappresenta la curva carico-spostamento che si avrebbe se il fronte della cricca si mantenesse rettilineo durante la propagazione, pertanto nel caso in cui il fronte non sia dritto durante l'evoluzione della fessura si potrebbero riscontrare differenze fra la curva di benchmark e il risultato della simulazione con propagazione.

Paragrafo 3.1 Validazione del modello di un provino DCB

Il provino DCB preso in esame è schematizzato in Figura 2.4, e le sue dimensioni sono riassunte in Tabella 3.1. Esso è in materiale composito unidirezionale con sequenza di impilamento $[0]_{24}$. Il materiale di cui è composto è T300/1076, le sue proprietà sono elencate nelle Tabelle 3.2 e 3.3.

Dimensioni del provino DCB			
B [mm]	t [mm]	L [mm]	a_0 [mm]
25.0	3.0	150.0	30.5

Tabella 3.1

Proprietà meccaniche T300/1076								
E_{11} [GPa]	E_{22} [GPa]	E_{33} [GPa]	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12} [GPa]	G_{13} [GPa]	G_{23} [GPa]
139.4	10.16	10.16	0.3	0.3	0.436	4.6	4.6	3.54

Tabella 3.2

Proprietà della tenacità a frattura interlaminare T300/1076			
G_{Ic} [J/m ²]	G_{IIc} [J/m ²]	G_{IIIc} [J/m ²]	η
170.3	493.6	493.6	1.62

Tabella 3.3

Il modello FEM utilizzato per il provino DCB è un modello analogo a quello di Krueger [6] ed è illustrato in Figura 3.1.

La simulazione è stata fatta a controllo di spostamento, sono stati creati degli MPC di tipo “tie” che trasmettono tutti i vincoli dal nodo master a quelli slave. Al nodo master è applicato uno spostamento in direzione z e sono stati bloccati gli spostamenti in direzione x ed y. Lo spostamento applicato è proporzionale al tempo.



Figura 3.1 Modello FEM di un provino DCB

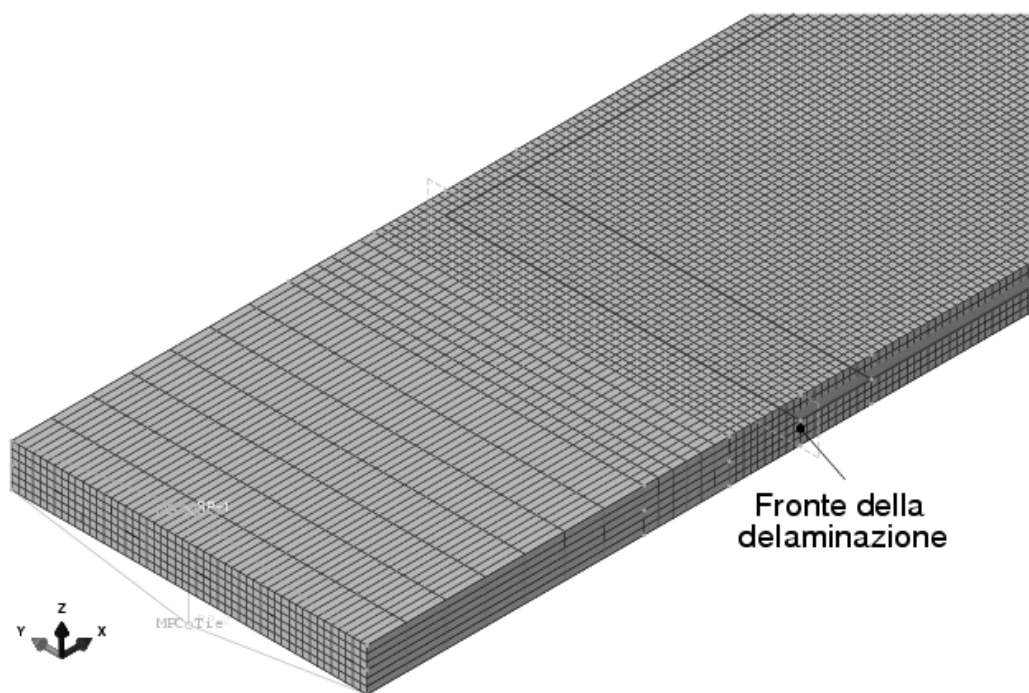


Figura 3.2 Dettaglio di Figura 3.1

Sono state fatte delle simulazioni variando il valore iniziale di cricca da 30.5 mm a 40.5mm; il grafico forza-spostamento è mostrato in Figura 3.3. Per ciascuna fessura di differente lunghezza è stato ricavato il profilo di G_I al valore di $\frac{\delta}{2} = 1$ lungo il fronte di cricca ed è stato confrontato con quello ottenuto allo stesso modo da Krueger. Com'è possibile vedere in Figura 3.4 il valore di G_I è sostanzialmente costante in una zona sufficientemente lontana dai bordi e dunque ha senso scegliere il nodo centrale del fronte di delaminazione per valutare lo spostamento critico quando in questo nodo G_I raggiunge il valore G_{Ic} .

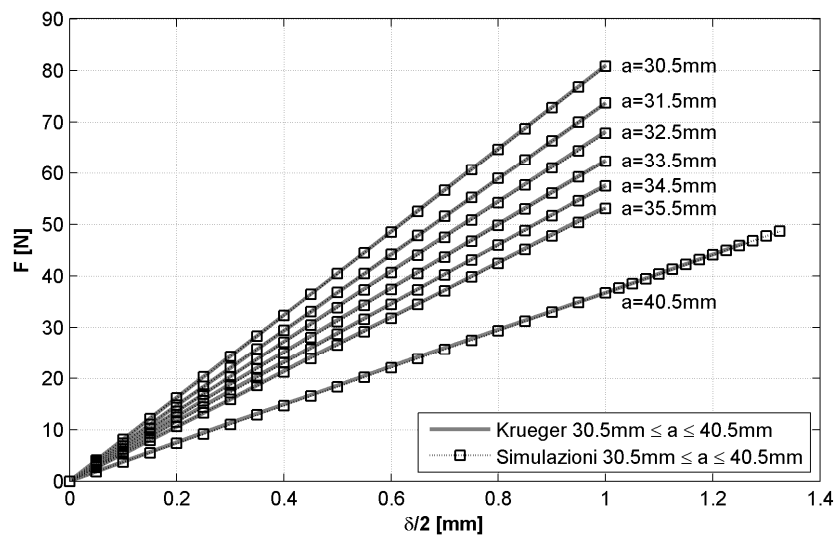


Figura 3.3

Grafico carico-spostamento di provini DCB con differenti valori di a_0

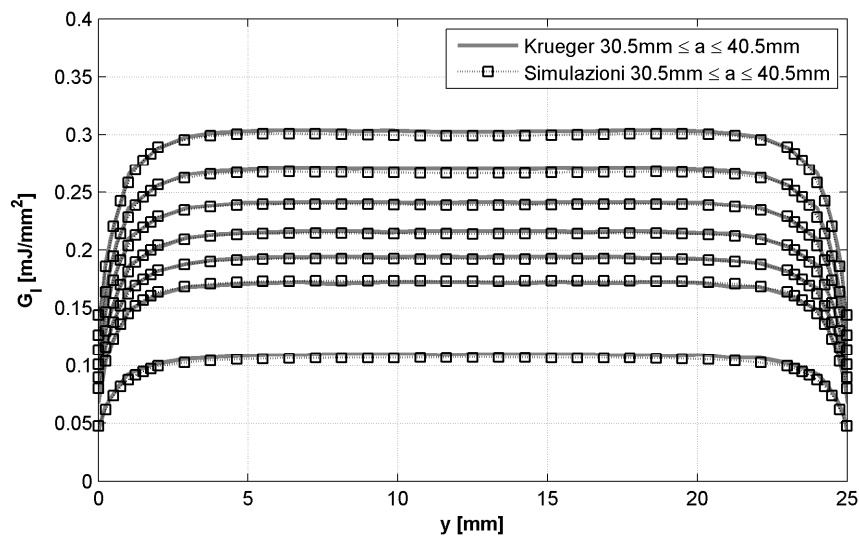


Figura 3.4 Profili di G_I sull'apice della cricca a $\frac{\delta}{2} = 1mm$

Per ogni modello con lunghezza di cricca diversa è stata stimata la coppia di valori P_{cr} e $\delta_{cr}/2$ in cui il nodo centrale del fronte assume il valore di G_{Ic} .

Utilizzando i valori così ottenuti e la curva relativa alla fessura lunga 30.5mm si ottiene la curva carico-spostamento di un provino DCB che ha propagazione con fronte dritto. Questa curva è confrontata in Figura 3.5 con quella ottenuta da Krueger. In modo analogo è stata ottenuta la curva dell'energia di deformazione mostrata in Figura 3.6. Associando ad ogni valore di $\frac{\delta_{cr}}{2}$ la relativa lunghezza di cricca si ottiene un benchmark per la lunghezza di cricca che è stato confrontato con quello di Krueger in Figura 3.7.

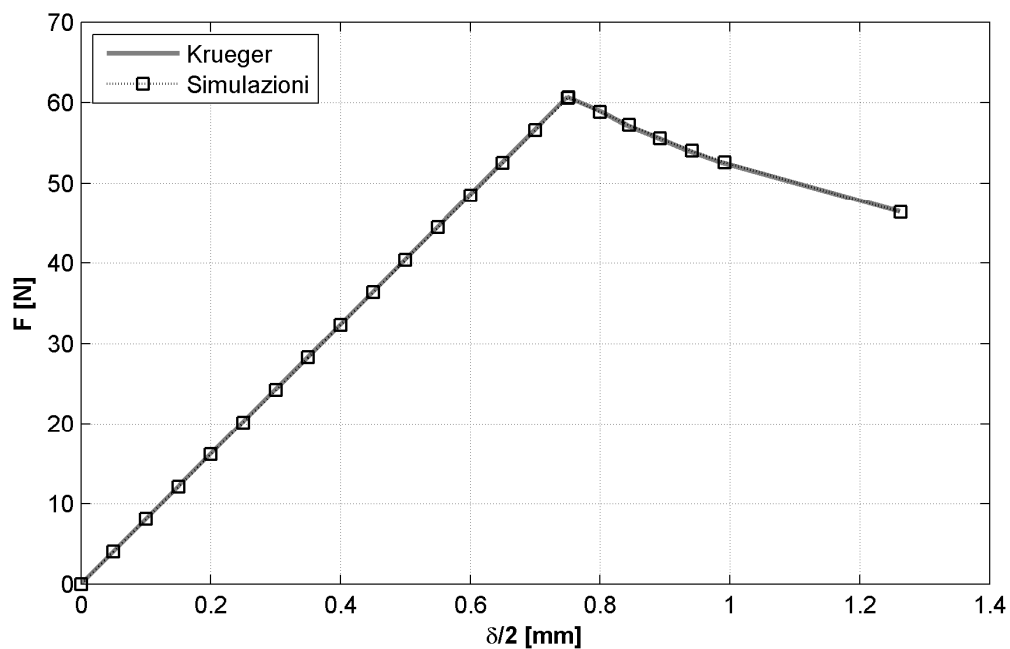


Figura 3.5

Confronto con risultati di Krueger:
benchmark curva carico-spostamento

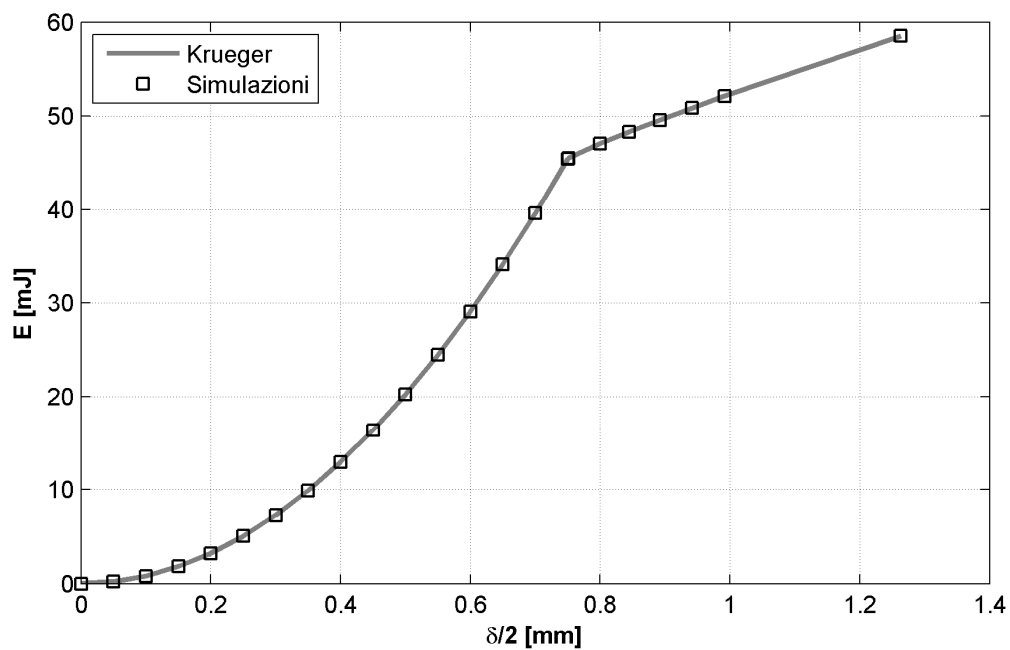


Figura 3.6

Confronto con risultati di Krueger:
benchmark curva energia di deformazione-spostamento

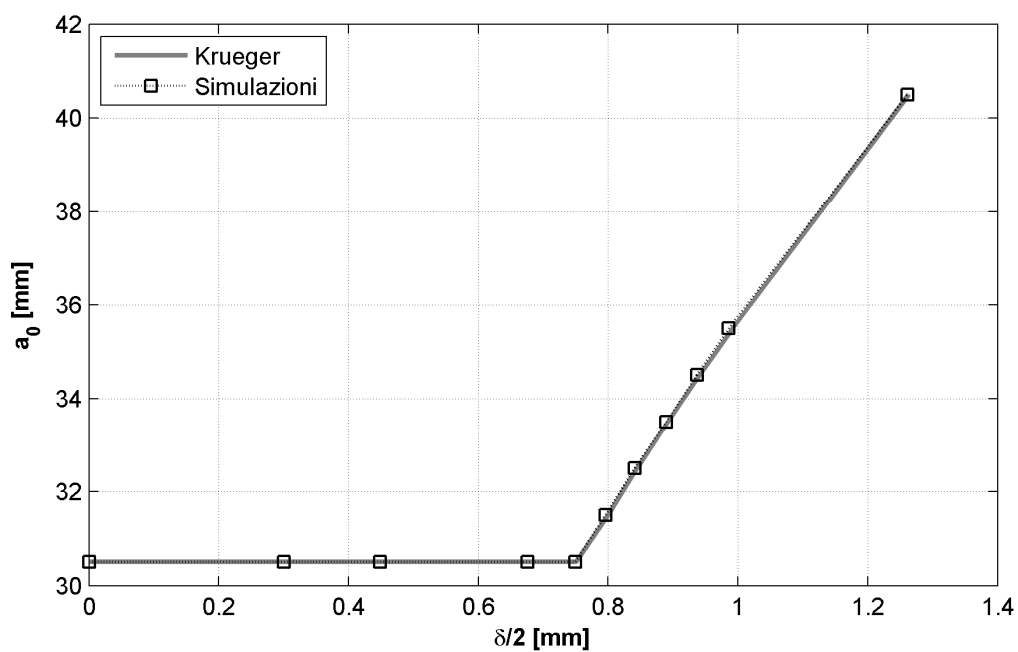


Figura 3.7

Confronto con risultati di Krueger:
benchmark curva lunghezza di cricca-spostamento

Paragrafo 2.2 Validazione del modello di un provino ENF

Come per il provino DCB, anche per il test ENF sono stati riprodotti parte dei risultati presenti in letteratura in [7] per verificare la correttezza del modello che sarà utilizzato. Uno schema del provino ENF è mostrato in Figura 2.5. Le sue dimensioni e le proprietà del suo materiale sono riportate nelle Tabelle 3.4, 3.5 e 3.6. Il materiale è IM7/8552 con impilamento $[0]_{24}$.

Dimensioni del provino DCB			
B [mm]	t [mm]	2L [mm]	a_0 [mm]
25.4	4.5	101.6	25.4

Tabella 3.4

Proprietà meccaniche IM7/8552								
E_{11} [GPa]	E_{22} [GPa]	E_{33} [GPa]	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12} [GPa]	G_{13} [GPa]	G_{23} [GPa]
161	11.38	11.38	0.32	0.32	0.45	5.2	5.2	3.9

Tabella 3.5

Proprietà della tenacità a frattura interlaminare IM7/8552			
G_{Ic} [J/m ²]	G_{IIc} [J/m ²]	G_{IIIc} [J/m ²]	η
210	780	780	2.57

Tabella 3.6

Nel lavoro di Krueger il benchmark è stato realizzato con modelli bidimensionali; si riscontra una differenza con le soluzioni che Krueger stesso trova da modelli tridimensionali con elementi solidi C3D8I: in particolare, il punto critico risulta anticipato nel modello 3D. In questa tesi è stato realizzato un benchmark in continuità con quello del provino DCB e sono stati utilizzati modelli 3D con la stessa mesh di quelli di Krueger e con elementi C3D8I come mostrato in Figura 3.9.

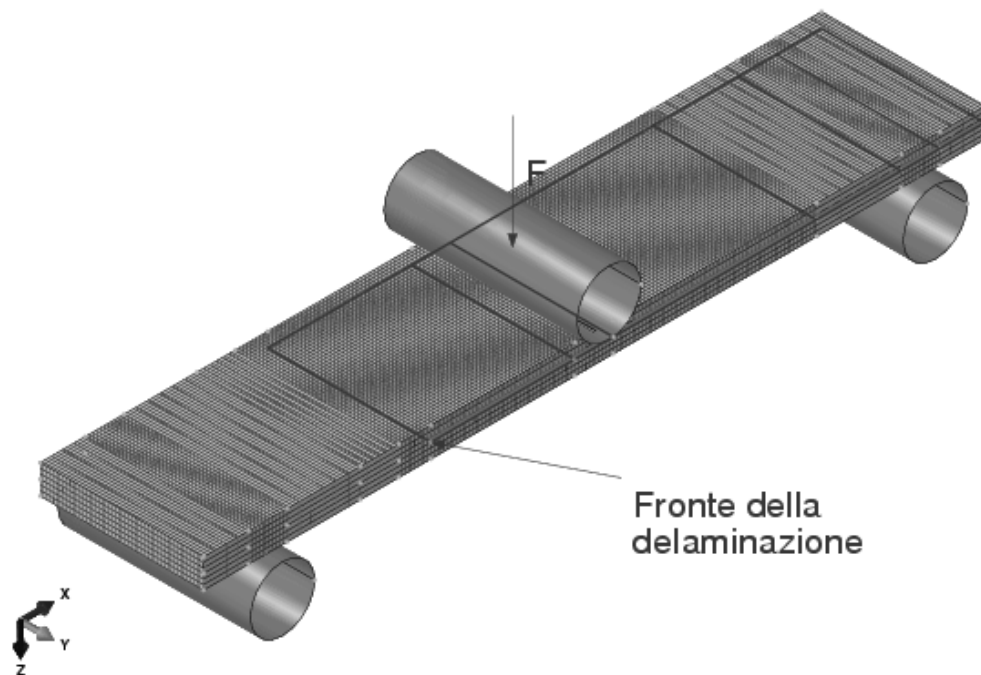


Figura 3.9

Modello FEM con supporti di un provino ENF

Per evitare incertezze sulla modellazione dei vincoli, il benchmark è stato realizzato modellando i supporti con dei cilindri infinitamente rigidi in quanto si assume che la rigidezza dei supporti della prova di laboratorio sia di gran lunga superiore a quella del provino. In questo modello i supporti sono rappresentati come superfici cilindriche infinitamente rigide di tipo analitico.

Il corretto comportamento per questo tipo di contatto si ottiene quando la superficie slave ha mesh fina e la linea di contatto fra superficie piana e superficie cilindrica non contiene alcun nodo, come si può vedere in Figura 3.10.

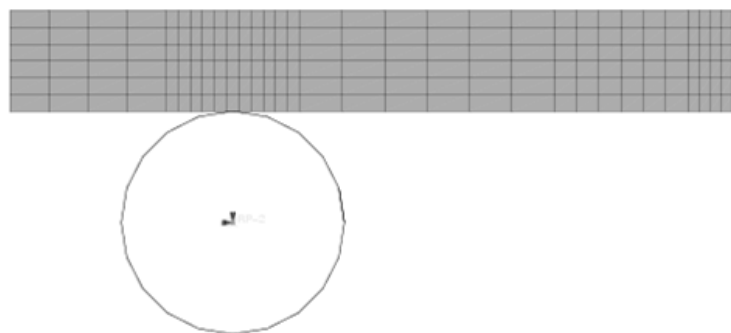


Figura 3.10 Dettaglio di un supporto

Per individuare il nodo in cui G_{II} assume il valore massimo sono stati analizzati i profili lungo il fronte di cricca iniziale. Si verificano due casi possibili che sono mostrati in Figura 3.11. Il profilo A è relativo a fronti che sono vicini al punto di applicazione del carico, ovvero questo accade nei modelli con lunghezza di cricca 45.4mm, 50.4mm e 55.4mm. In questo caso l'andamento di G_{II} ha il massimo nel nodo centrale. Se invece la cricca è lontana da questa zona il profilo è costante su tutto il fronte, tranne che alle estremità dove assume un valore molto più grande. Il provino che sarà fatto delaminare ha la cricca iniziale in queste condizioni. Questi effetti di bordo differenziano il comportamento del modello tridimensionale da quello bidimensionale.

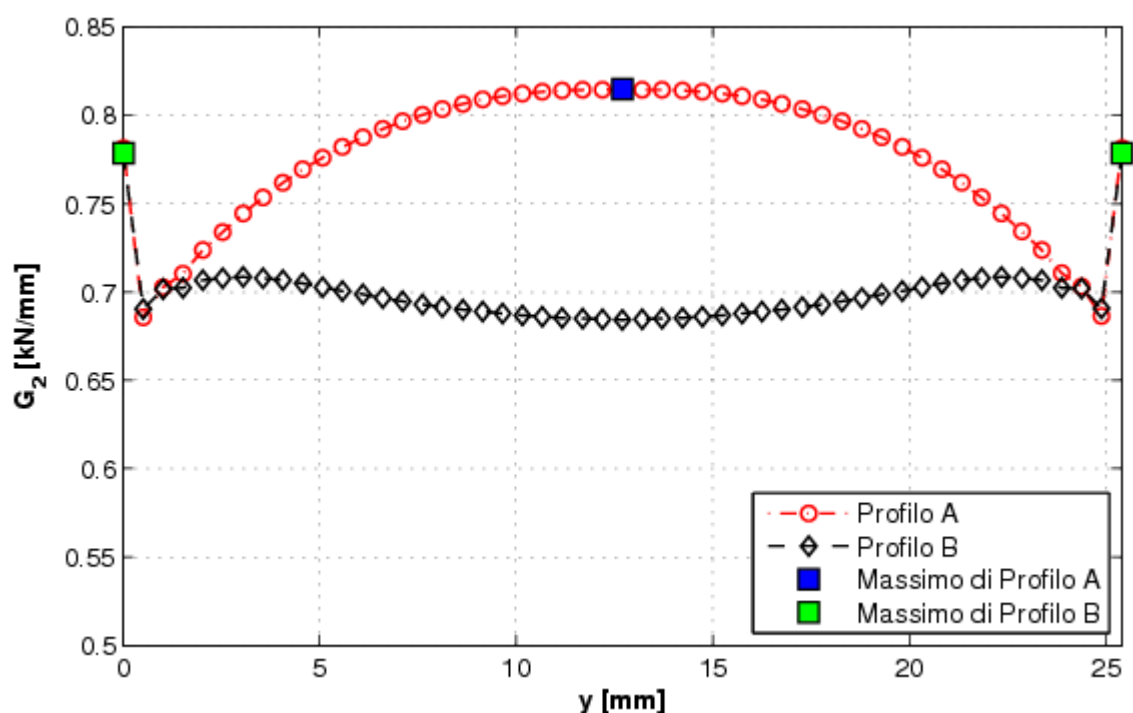


Figura 3.11

Profili di G_{II} per fronti di cricca a differente distanza dal punto di applicazione del carico

Dopo queste considerazioni è stato realizzato un benchmark tridimensionale andando a scegliere il nodo dove si ha il picco massimo per calcolare la condizione critica. In questo modo si ottiene un benchmark che non è allineato con quello di Krueger in quanto è fatto con un modello bidimensionale, ma si avvicina ai risultati dei modelli 3D di Krueger. Le curve di carico in funzione dello spostamento così ottenute sono illustrate nella Figura

3.12.

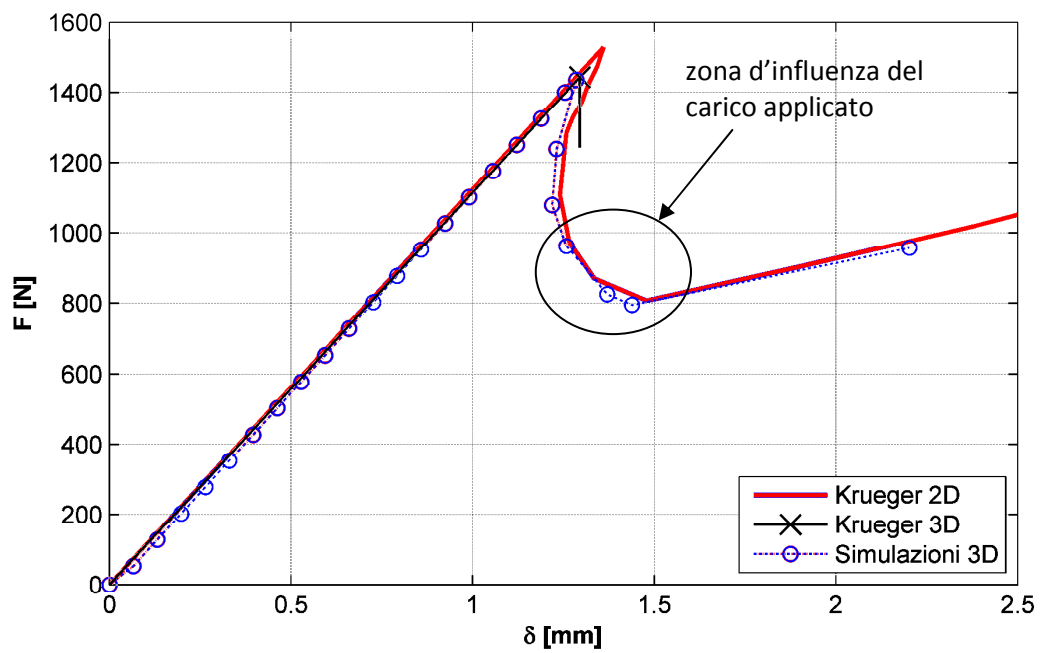


Figura 3.12

Confronto del modello con supporti con i risultati di Krueger

Capitolo 4 Analisi della VCCT

Dopo la validazione del modello FEM, si è indagato come impostare i parametri di controllo della VCCT per ottenere una soluzione che sia capace di riprodurre una curva di riferimento; la curva di benchmark è adatta allo scopo. Si vogliono valutare anche i tempi di calcolo al variare dei parametri. La soluzione inoltre deve essere sufficientemente robusta.

Infatti, attivando la propagazione, si verificano problemi di convergenza ed occorre introdurre dello smorzamento nel modello; questi problemi di convergenza sono legati al rilascio dei nodi da parte della VCCT.

Se non è rilasciato alcun nodo, la soluzione è stabile, come del resto è stato visto nel capitolo precedente. Questo fenomeno è stato riscontrato da Krueger in [6]. Si deve trovare un coefficiente di smorzamento che sia un compromesso tra la convergenza della soluzione e l'esigenza di avere una quantità di energia dissipata che sia una piccola parte rispetto all'energia di deformazione, altrimenti i risultati della simulazione sono falsati dalle forze smorzanti introdotte. Oltre che dal coefficiente di smorzamento la soluzione è influenzata dalla "release tolerance" perché essa controlla la separazione dei nodi. Anche l'incremento temporale ha effetti sulla soluzione dato che si tratta di analisi di tipo non lineare e dipendenti dalla storia di applicazione del carico. Infine anche la dimensione della mesh

Krueger in [6] prende in esame simulazioni di tipo "static general" e attraverso analisi di sensibilità investiga l'influenza dei vari parametri ai quali è sensibile la soluzione per il provino DCB.

Paragrafo 4.1 Sensibilità alla mesh

Inizialmente sono state confrontate due simulazioni con stesso valore di release tolerance e stesso coefficiente di stabilizzazione ma differente dimensione della mesh. Si riscontra una pendenza differente nella fase iniziale; ciò è dovuto a una diversa dimensione della mesh. Per il modello con elementi più grandi la fessura compie un aumento più grande perché l'elemento ha dimensione maggiore, quindi la cedevolezza aumenta di più rispetto alla simulazione della mesh fine (Figura 4.1). Sono stati esaminati anche i profili di G_I nei due casi, le differenze dovute alla mesh sono molto piccole (Figura 4.2).

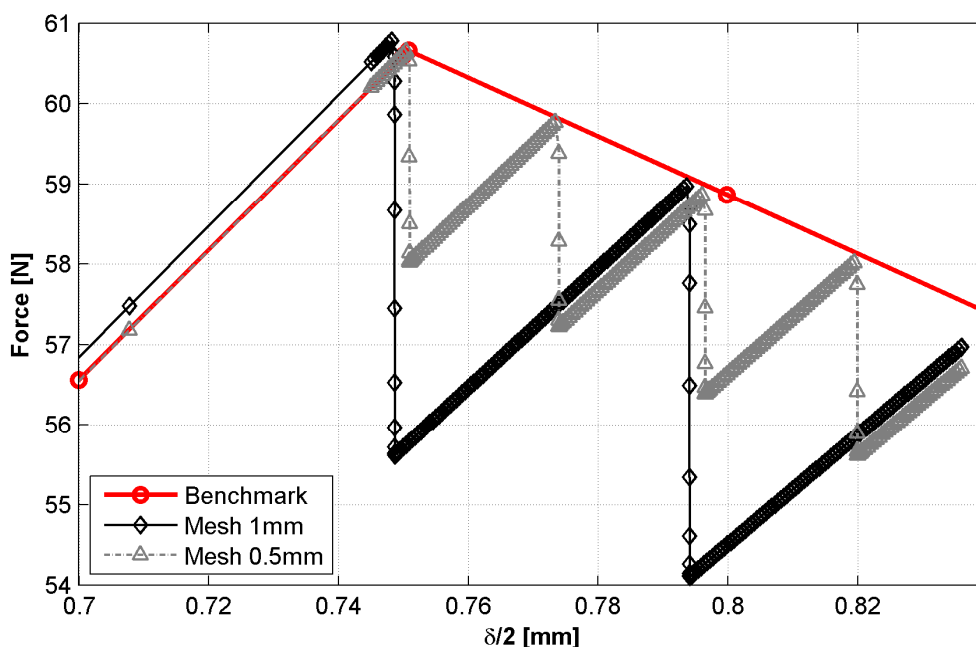


Figura 4.1

Curva carico-spostamento: effetti della sensibilità alla mesh

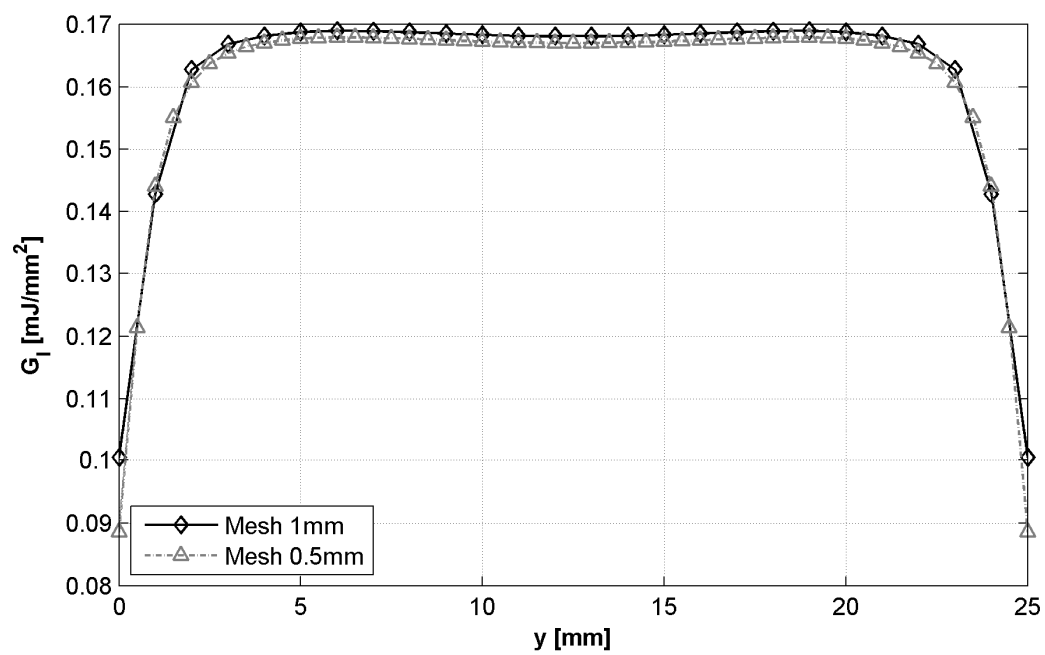


Figura 4.2

Profili di G_I lungo il fronte della cricca: effetti della sensibilità alla mesh

Paragrafo 4.2

Stabilizzazione della VCCT in Abaqus

In seguito sono state confrontate le tre metodologie di stabilizzazione per analisi di tipo statico con VCCT: “automatic stabilization”, “contact stabilization” e “viscous regularization”.

Solamente quest’ultima è specifica per la VCCT, mentre le altre sono metodi più generici che si possono usare anche per analisi di altro tipo.

Il confronto è fatto a parità di coefficiente di smorzamento e release tolerance (Figura 4.3). Ai fini di uno studio di sensibilità è più significativo l’uso di parametri di stabilizzazione costanti specificati dall’utente, ciò permette un maggior controllo sul valore effettivamente usato.

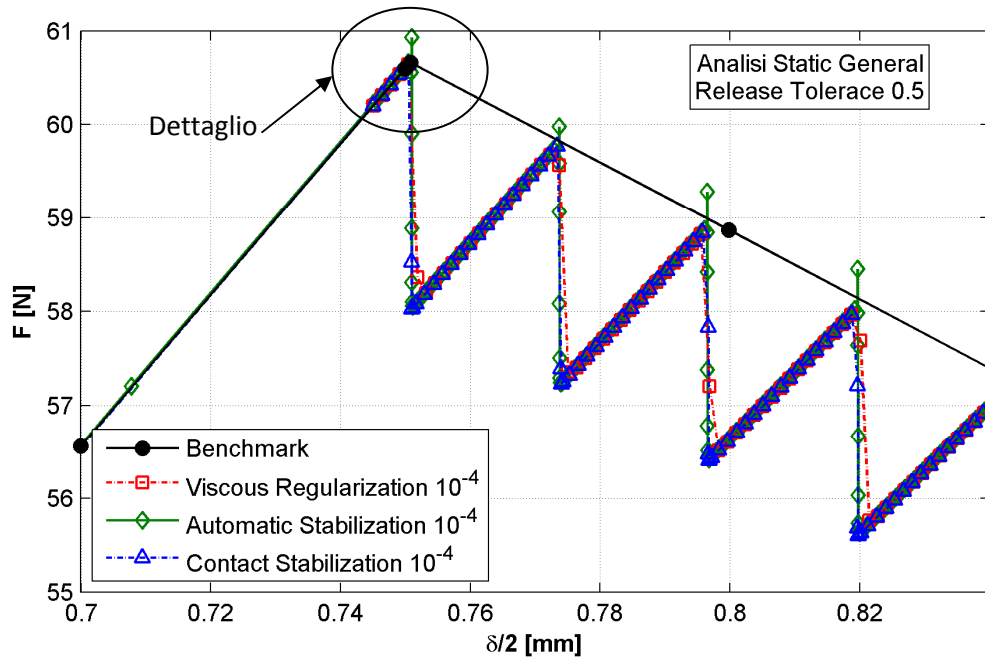


Figura 4.3

Curva carico-spostamento: confronto fra i metodi di stabilizzazione

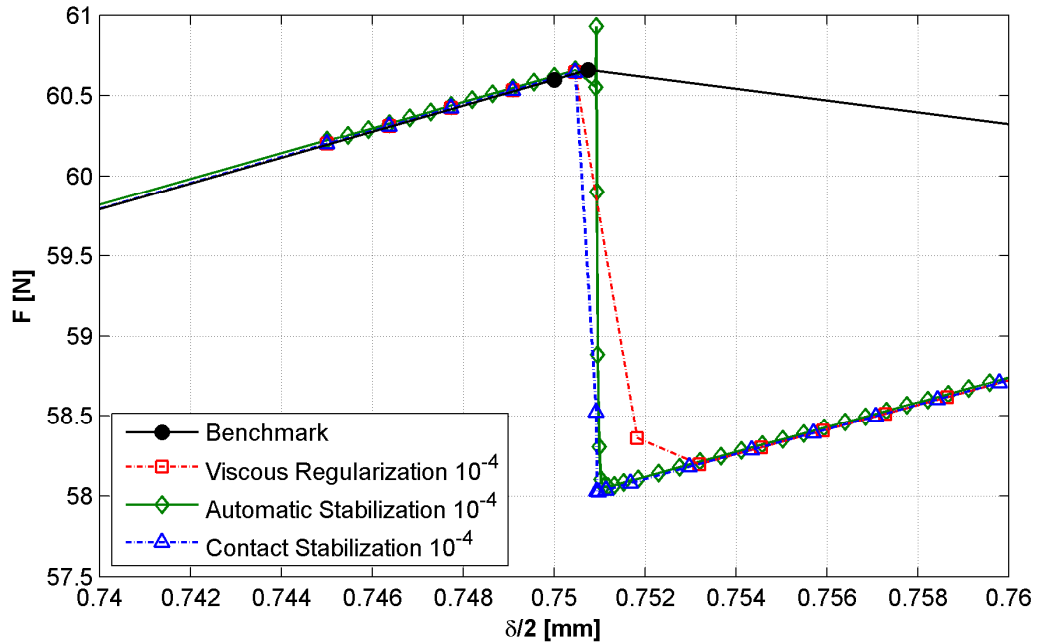


Figura 4.4 Dettaglio di Figura 4.3

In Figura 4.3 e più in dettaglio in Figura 4.4 è stato confrontato il grafico carico-spostamento ottenuto con i tre modelli. Nonostante una tolleranza molto grande tutte e tre le simulazioni riescono a riprodurre abbastanza bene la curva carico-spostamento del benchmark. Nella simulazione con “automatic stabilization” sono presenti dei picchi di carico che non hanno un significato fisico. Essi sono in corrispondenza dei punti in cui sono rilasciati i nodi.

Per tutte e tre le metodologie di stabilizzazione, l'energia di deformazione è allineata al benchmark e tutti e tre i casi sono sostanzialmente identici. Un indice della qualità della soluzione è la percentuale di energia dissipata dal metodo di stabilizzazione rispetto all'energia di deformazione: un elevato valore significa che la stabilizzazione ha influenzato la soluzione. Tutte e tre le simulazioni hanno energia di deformazione allineata con quella del benchmark (Figura 4.5), mentre l'energia dissipata è molto piccola rispetto a quella di deformazione. In Figura 4.6 sono mostrati in dettaglio i grafici dell'energia dissipata per tutti e tre i casi.

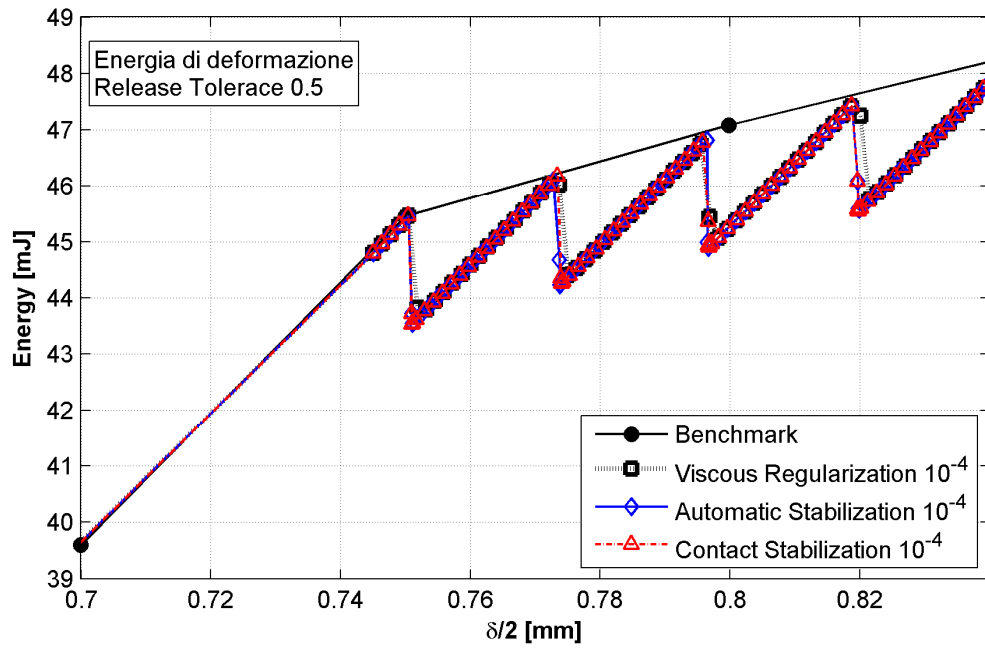


Figura 4.5

Curva energia di deformazione-spostamento: confronto fra i metodi di stabilizzazione

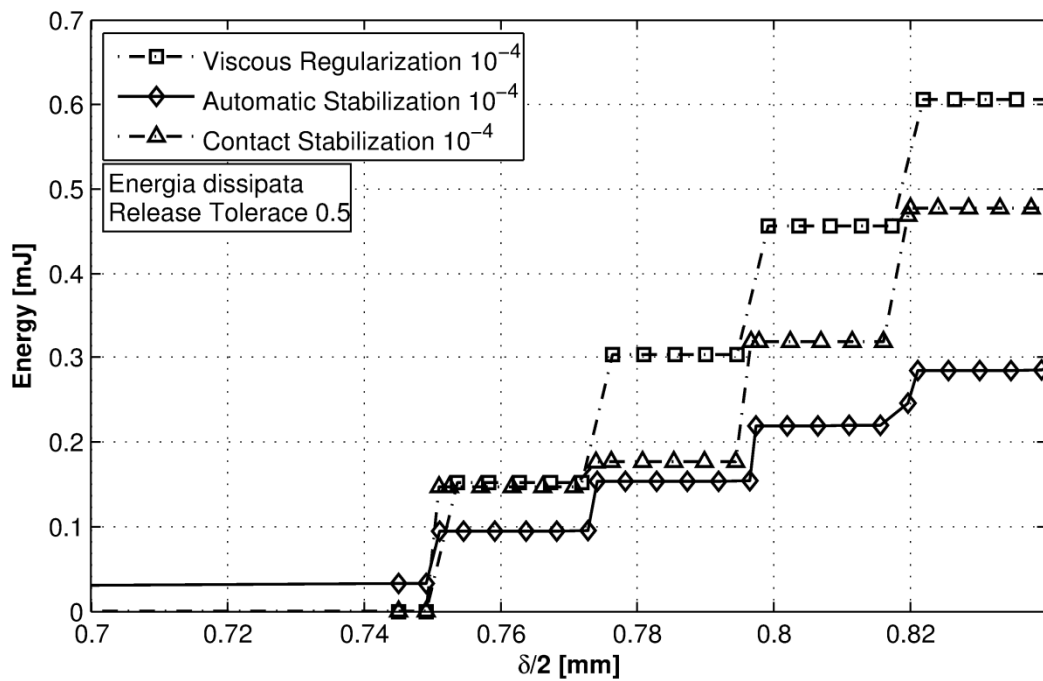


Figura 4.6

Curva energia dissipata-spostamento: confronto fra i metodi di stabilizzazione

Per queste simulazioni la percentuale energia dissipata rispetto a quella di deformazione calcolata per $\frac{\delta}{2} = 0.84mm$ è riportata nella Tabella 4.1. In queste simulazioni è stato utilizzato un valore elevato di tolleranza sulla condizione di rilascio dei nodi, in seguito si valuterà se è opportuno utilizzare una tolleranza così grande.

Percentuale energia dissipata	
Viscous Regularization 10^{-4}	1,3%
Automatic Stabilization 10^{-4}	0,7%
Contact Stabilization 10^{-4}	1,1%

Tabella 4.1

Paragrafo 4.3

“Automatic stabilization”

“Automatic stabilization” agisce sull'intero modello e prevede che s'introducano forze di stabilizzazione proporzionali alla velocità di spostamento dei nodi e al volume degli elementi tramite una costante di proporzionalità detta damping factor:

$$F_v = -cMv \quad (4.1)$$

Dove M è una matrice di massa a densità unitaria, $v = \Delta U / \Delta t$ e Δt è il time increment.

È da notare che le forze viscosse introdotte sono dipendenti dalla velocità nodale secondo il sistema di riferimento assoluto; questo metodo è solitamente usato per smorzare i modi rigidi che si possono presentare in una analisi.

L'utente può selezionare varie modalità con cui tali forze sono introdotte nel problema.

La più semplice è quella in cui si specifica un valore costante del damping factor, a questa opzione è possibile associare lo schema di adaptive automatic stabilization. Tale schema prevede che il damping factor sia modificato sia con il variare del tempo che nello spazio in modo che la percentuale dell'energia dissipata sia all'interno di una certa tolleranza che di default è il 5%. Lo scopo è quello di aumentare tale fattore dove ci sono situazioni problematiche e di ridurlo dove non risulta necessaria l'introduzione di forze smorzanti. Si possono utilizzare le seguenti alternative per il damping factor costante:

- *STATIC, STABILIZE, FACTOR=<damping factor> si utilizza un damping factor costante con tolleranza di default sull'energia dissipata.
- *STATIC, STABILIZE, FACTOR=<damping factor>, ALLSDTOL=<accuracy tolerance> si utilizza un damping factor costante con tolleranza default sull'energia dissipata specificata dall'utente.
- *STATIC, STABILIZE, FACTOR=<damping factor>, ALLSDTOL=0 si utilizza un damping factor costante e “Adaptive automatic stabilization scheme” inattivo.

In alternativa è possibile specificare la frazione di energia dissipata:

- *STATIC, STABILIZE=<dissipated energy fraction>

In questo modo il damping factor è determinato in modo che l'energia dissipata per un dato incremento con caratteristiche simili al primo incremento sia una piccola frazione dell'energia di deformazione estrapolata. Anche per questa modalità è possibile sfruttare il parametro ALLSDTOL.

Paragrafo 4.4

Sensibilità ad “automatic stabilization”

Sono state effettuate due analisi dello stesso modello FEM con valori diversi di damping factor mentre il valore di “release tolerance” è sempre 0.5. Entrambe le simulazioni hanno ALLSDTOL=0 che disabilita “Adaptive automatic stabilization scheme”.

Con questa tipologia di stabilizzazione si presentano dei picchi di carico agli istanti di tempo in cui si raggiunge localmente la condizione critica.

In Figura 4.7 si può osservare che il valore dei picchi aumenta se si riduce il coefficiente di smorzamento.

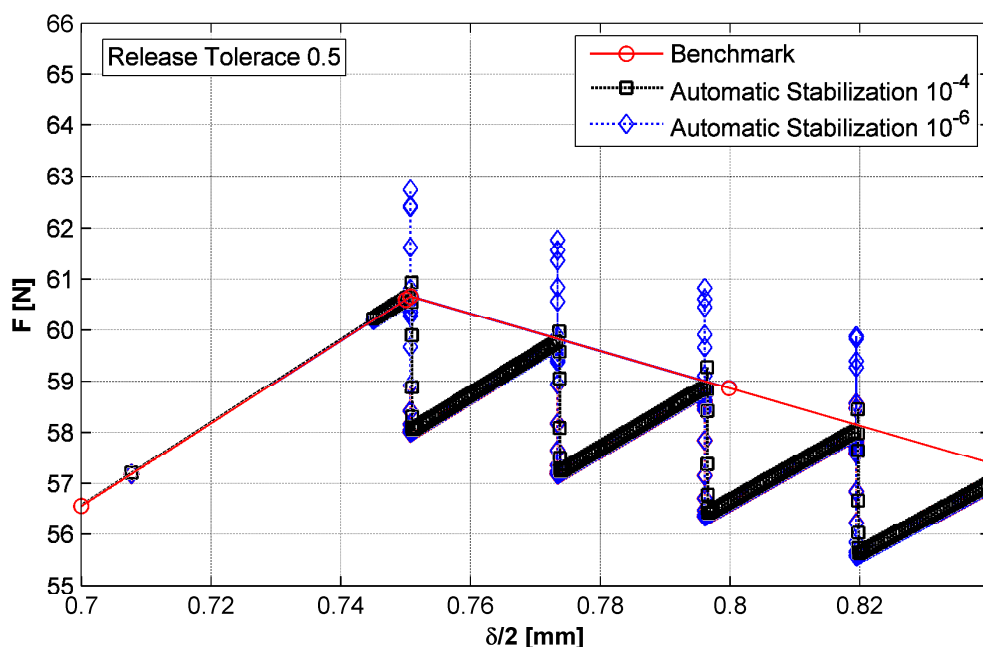


Figura 4.7

Forza applicata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di automatic stabilization”

Come mostrato in Figura 4.8 e più in dettaglio in Figura 4.9, anche la quantità di energia dissipata aumenta se si riduce il coefficiente di smorzamento. Questi due effetti sono correlati.

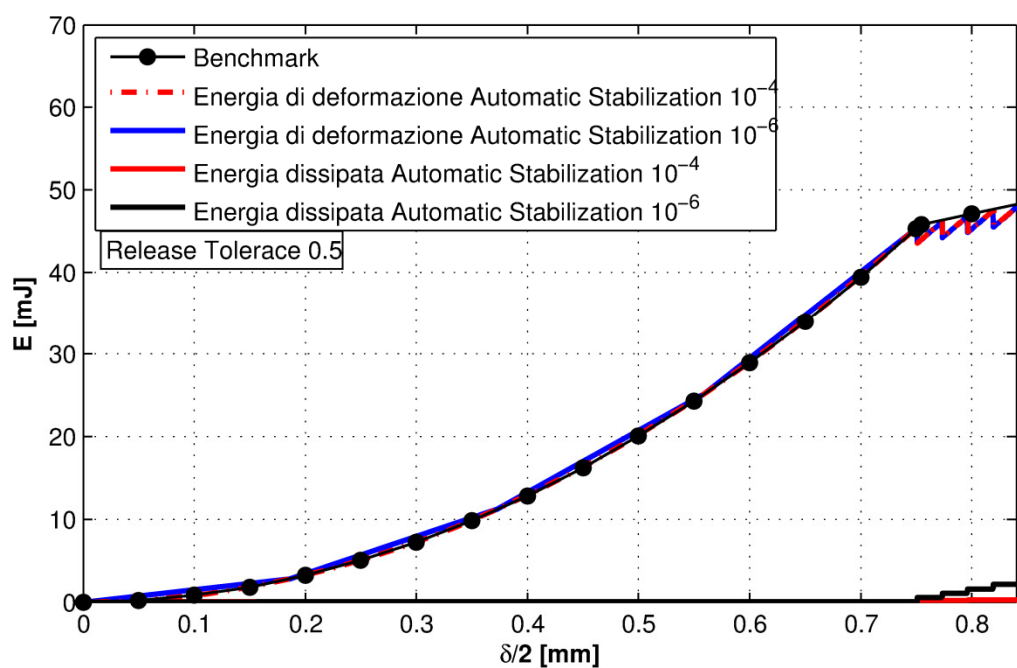


Figura 4.8

Energia di deformazione di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “automatic stabilization”.

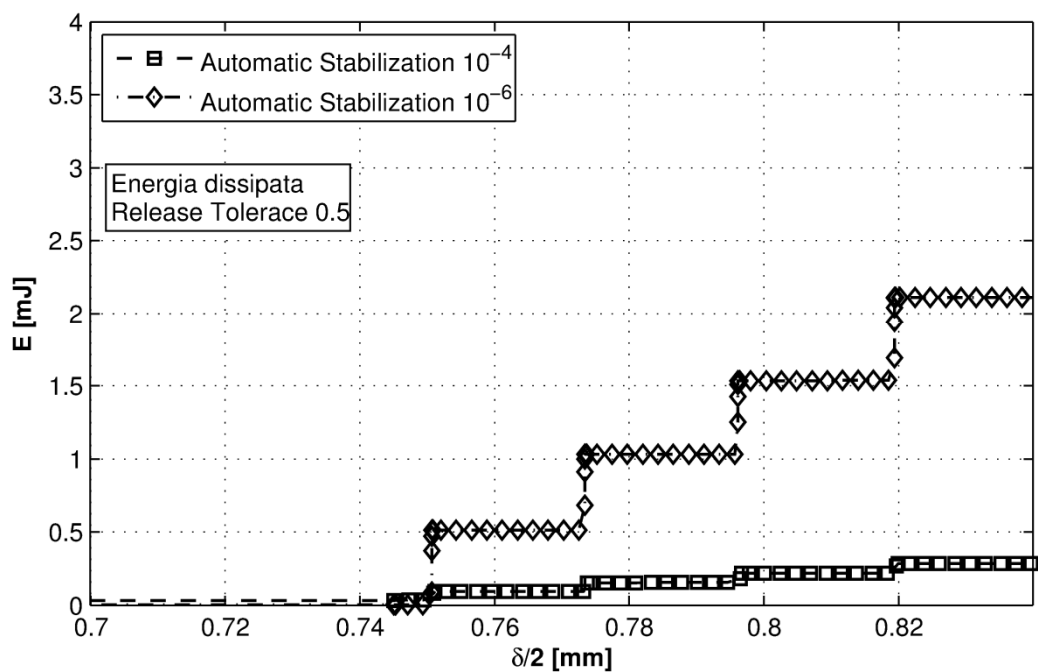


Figura 4.9

Energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “automatic stabilization”.

Maggiori informazioni possono essere ricavate esaminando l'output VF specifico per la "automatic stabilization" che fornisce le forze viscosi utilizzate da Abaqus.

Sono stati confrontati i valori di VF in un nodo sull'apice della cricca e della forza viscosa calcolata come:

$$F_v = -kv \quad (4.2)$$

dove k è un fattore di scala per la velocità in modo che tale forza sia di grandezza comparabile con le forze viscosi in output, in particolare v è la velocità assoluta del nodo e k vale:

$$k = 10^{-3} \frac{Ns}{mm}$$

Si può osservare nelle Figure 4.10 e 4.11 che c'è una correlazione fra la velocità nodale e la forza viscosa, infatti per valori nulli di velocità si annulla anche la forza viscosa, tuttavia il loro rapporto non è costante. Nell'algoritmo di "automatic stabilization" le forze viscosi dipendono dalla velocità del nodo, tuttavia anche impostando il parametro ALLSDTOL=0 il coefficiente di smorzamento risulta comunque essere variato.

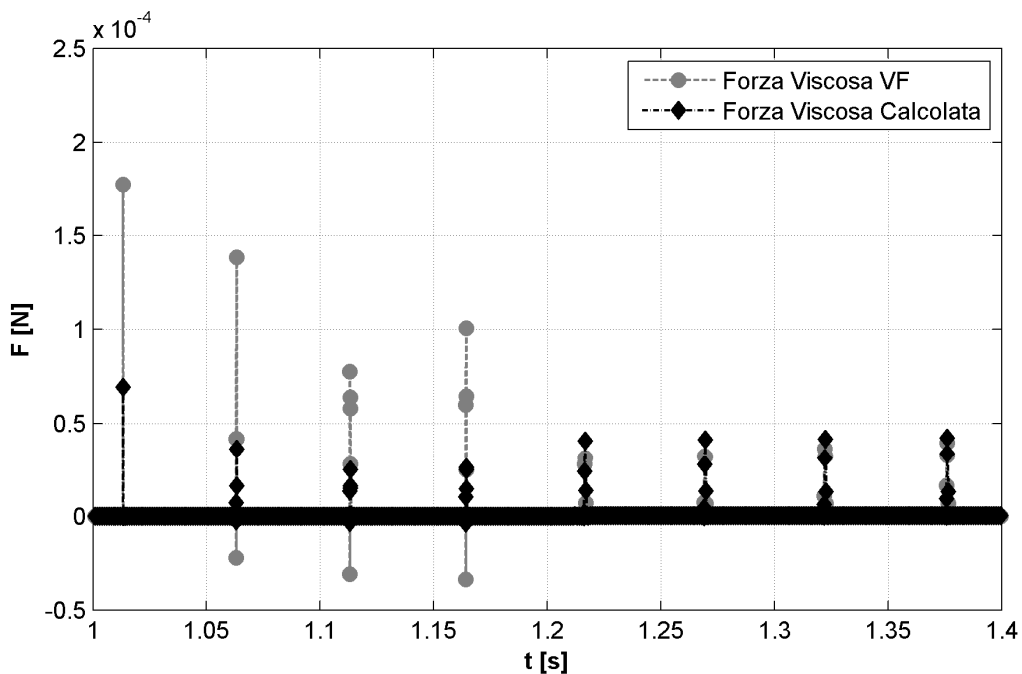


Figura 4.10

Confronto fra forza viscosa VF e forza viscosa calcolata nello stesso nodo

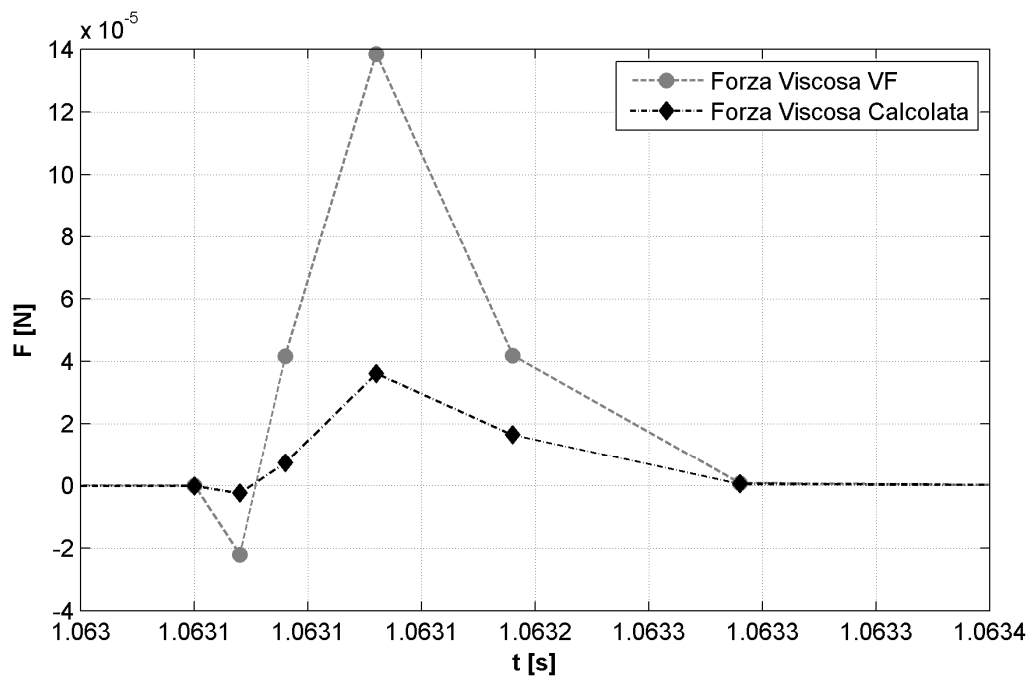


Figura 4.11
Dettaglio di Figura 4.10

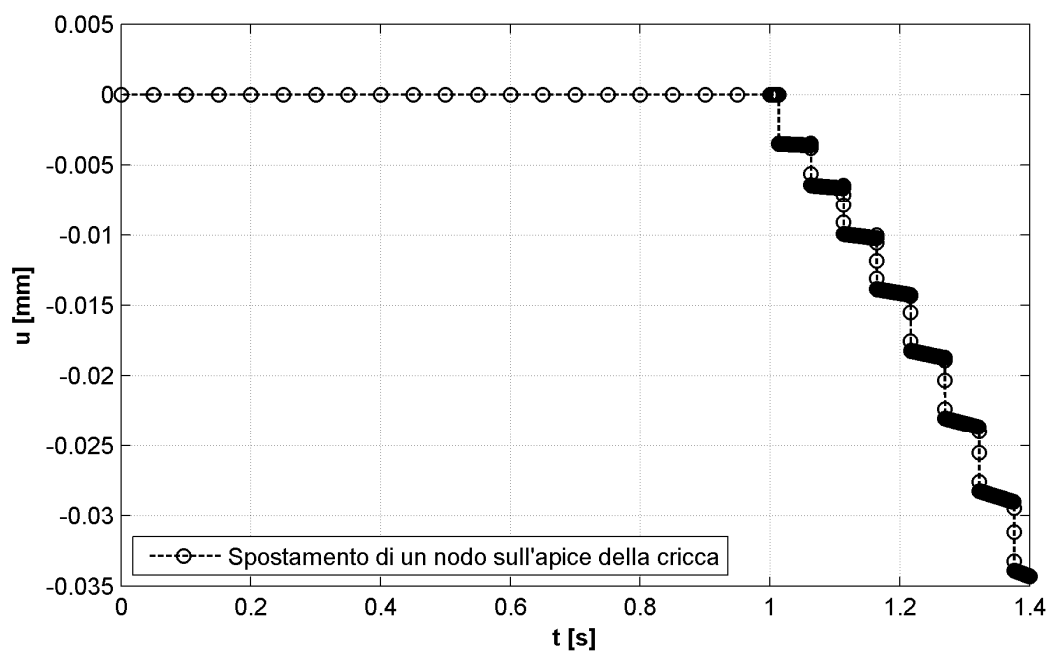


Figura 4.12
Spostamento di un nodo sul fronte di cricca.

Riducendo il coefficiente di smorzamento, diminuisce la frazione di energia dissipata in un incremento temporale; tuttavia non è detto che anche l'energia dissipata nella simulazione sia globalmente inferiore. Infatti, abbassando l'energia disponibile alla stabilizzazione per un incremento di tempo, Abaqus deve ridurre l'incremento temporale e dunque a fare dei cutback per avere comunque convergenza.

Il rilascio dei nodi fa sì che lo spostamento abbia dei salti discreti e il suo grafico in funzione del tempo abbia una forma "a gradini" (Figura 4.12). Questo comporta che, anche variando l'ordine di grandezza dell'incremento temporale, ΔU dopo il rilascio non cambia ordine di grandezza. Il risultato è che se l'incremento temporale diminuisce la velocità nodale aumenta e di conseguenza anche l'entità della forza smorzante. Dopo tutte queste considerazioni "Automatic stabilization" non sembra dunque essere il meccanismo di stabilizzazione più adatto allo scopo.

Paragrafo 4.5

“Viscous regularization”

*FRACTURE CRITERION, TYPE=VCCT, VISCOSITY= <coefficiente di viscosità>

è una tipologia di stabilizzazione che è applicata in modo localizzato, in pratica solamente ai nodi che si sono separati poichè questo è il fenomeno che provoca instabilità nella soluzione, in quanto la matrice di rigidezza tangente dopo che una coppia di nodi si è separata in assenza di stabilizzazione ha un crollo e potrebbe diventare negativa.

La viscous regularization fa sì che la matrice di rigidezza tangente del materiale soggetto a softening sia positiva per un sufficiente numero di piccoli incrementi temporali. Il valore di default del coefficiente di viscosità è 0.

Paragrafo 4.6

Sensibilità a “viscous regularization”

Questo metodo di stabilizzazione, specifico per la VCCT, non sembra fornire risultati che variano in modo sensibile con la viscosità. Infatti, riducendone il valore di un ordine di grandezza, non si hanno grandi cambiamenti sia per il grafico forza-spostamento che per l'energia dissipata (Figure 4.13, 4.14 e 4.15).

In queste simulazioni è stata utilizzata una “release tolerance” di 0.5; per valori più bassi di 0.5 la soluzione non è robusta dal punto di vista della convergenza e le simulazioni si arrestano precocemente non appena si raggiunge la condizione di propagazione su un nodo.

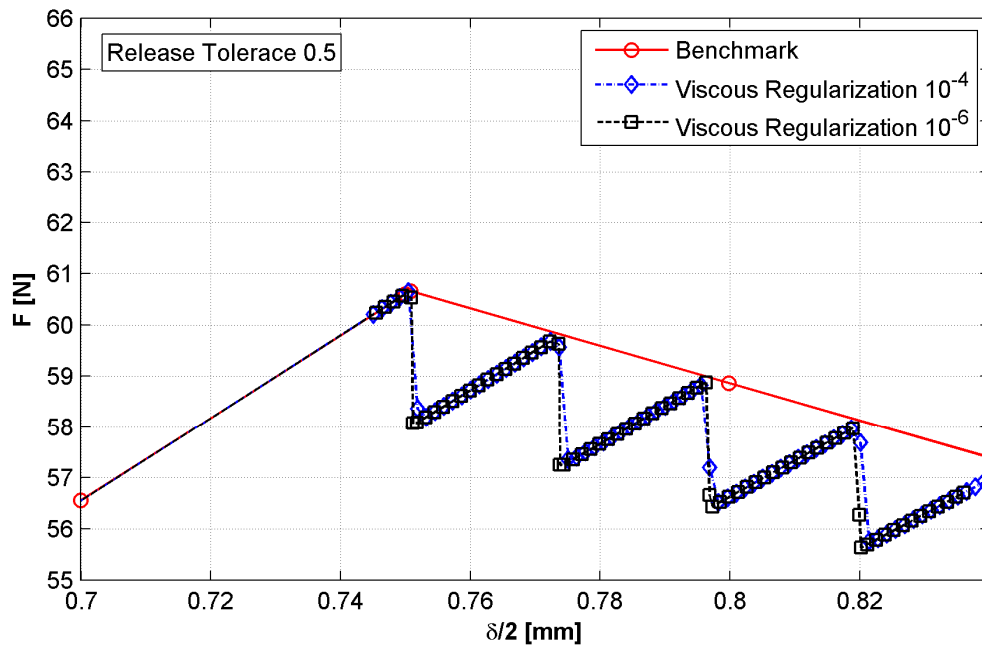


Figura 4.13

Forza applicata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “viscous regularization”.

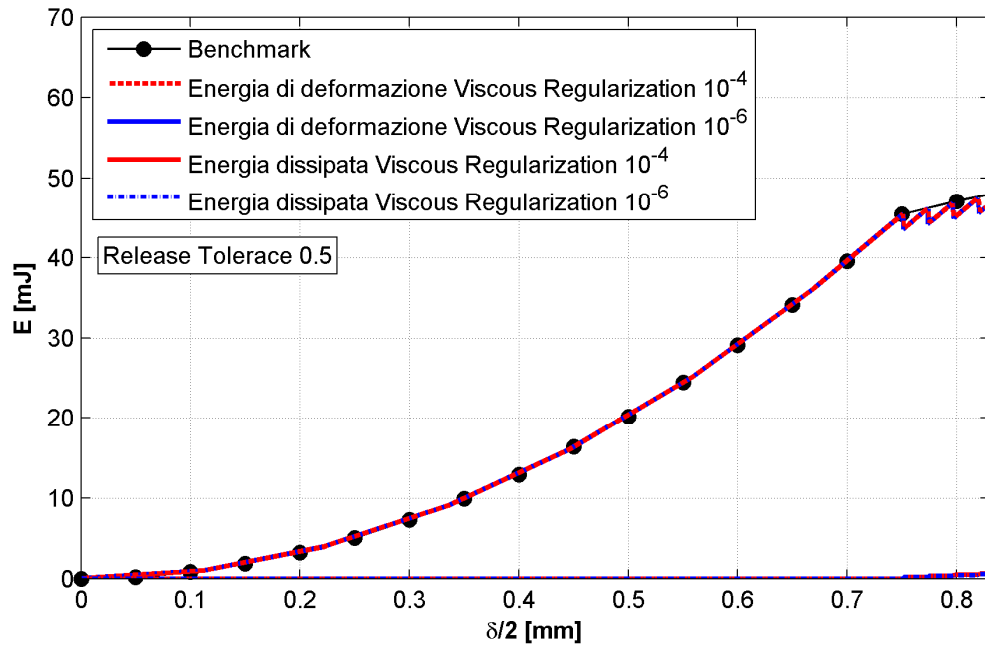


Figura 4.14

Energia di deformazione e energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di "viscous regularization".

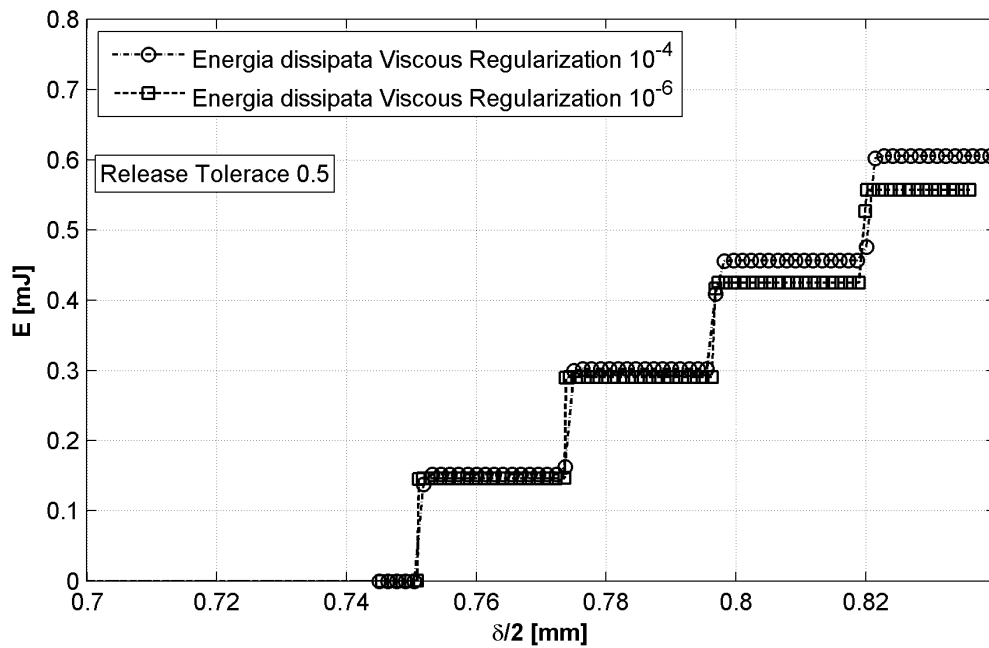


Figura 4.15

Energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di "viscous regularization".

Paragrafo 4.7

“Contact stabilization”

“Contact stabilization” è una stabilizzazione che è specifica per un vincolo di contatto e può essere applicata a tutte le tipologie di contatto.

Abaqus\Standard attiva lo smorzamento viscoso per moti relativi limitatamente sui nodi della superficie slave. Una volta che i nodi sono rilasciati dalla VCCT l'influenza del “contact control” si estende a tali regioni di nodi.

Per stabilizzare un contatto Abaqus\Standard definisce una pressione viscosa definita come:

$$f = f\left(h, \frac{dh}{dt}\right) = \mu(h) v_{rel} \quad (4.3)$$

dove v_{rel} è la velocità relativa fra le due superfici, analogamente all'automatic stabilization per analisi statiche la velocità ad un dato incremento è definita come il rapporto fra l'incremento di spostamento e l'incremento temporale fra quell'incremento ed il precedente.

Il coefficiente di damping è definito come una costante di proporzionalità con unità di misura di pressione diviso per la velocità oppure come forza diviso per la velocità a seconda se la superficie è di tipo “element-based” oppure “node-based”. Nel caso di superficie “element-based” la pressione si traduce in una forza applicata sull'area nodale. Il coefficiente di smorzamento è definito come in (4.16).

$$\left\{ \begin{array}{ll} \mu = 0 & \text{per } h \leq c_0 \\ \mu = \mu_0 \frac{h - c_0}{\eta - 1} & \text{per } c_0 \leq h \leq \eta c_0 \\ \mu = \mu_0 & \text{per } \eta c_0 \leq h \leq 0 \end{array} \right. \quad (4.4)$$

dove h è la distanza fra le due superfici misurata localmente. Per una distanza al di fuori dell'intervallo $[c_0, 0]$ non è applicata alcuna pressione di stabilizzazione.

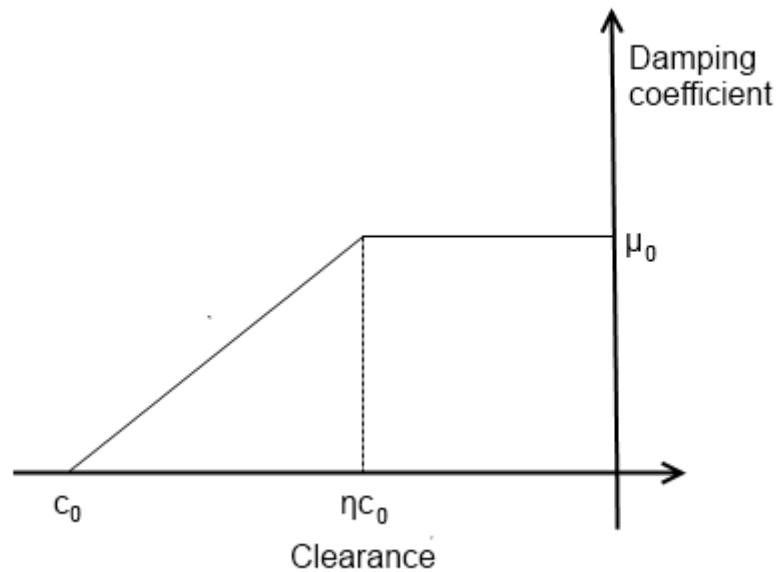


Figura 4.16
Funzione $\mu(h)$

Questo modello di smorzamento può essere utilizzato con qualsiasi tipologia di contatto, tuttavia la VCCT permette di utilizzare solamente contatti di tipo “Hard Contact”, definito come:

$$\begin{cases} p = 0 & \text{per } h < 0 \\ h = 0 & \text{per } p > 0 \end{cases} \quad (4.5)$$

è da notare che se le due superfici sono a contatto allora $p > 0$, mentre se non lo sono $h < 0$. Sono disponibili tre possibilità differenti per utilizzare la contact stabilization:

- *CONTACT CONTROLS, STABILIZE

In questo modo si utilizza la condizione di default, dove il coefficiente di smorzamento è calcolato automaticamente per ogni vincolo di contatto in base alla rigidezza degli elementi ed allo step time. Esso è applicato in ugual misura in direzione normale e tangenziale e decresce linearmente durante lo step. Sebbene il coefficiente di damping calcolato automaticamente fornisca uno smorzamento sufficiente ad eliminare i modi rigidi senza influenzare la soluzione, non esiste alcuna garanzia che tale valore sia quello ottimale o sia perlomeno accettabile.

- *CONTACT CONTROLS, STABILIZE= <fattore di scala>

Si potrebbe avere l'esigenza di aumentare il damping se esso non risulta essere sufficiente a stabilizzare la soluzione, oppure diminuirlo nel caso in cui si verifichi una distorsione della soluzione. Per fare ciò è possibile specificare un fattore di scala da applicare al damping factor di default.

- *CONTACT CONTROLS, STABILIZE
<coefficiente di smorzamento μ_0 >

In alternativa è possibile per l'utente assegnare esplicitamente un valore al coefficiente di smorzamento. In questo caso se si assegna anche un fattore di scala, esso viene ignorato, si deve ridurre o aumentare direttamente il coefficiente di smorzamento.

Qualunque di queste tre opzioni si scelga, Abaqus di default calcola automaticamente il range di smorzamento c_0 e inizia la riduzione lineare di μ a metà di questo valore. Il valore di c_0 calcolato è scritto all'interno del file .msg. Se si vogliono assegnare dei valori si devono aggiungere i valori indicati:

- *CONTACT CONTROLS, STABILIZE
, < η >, < c_0 >

In questo studio di sensibilità si è utilizzato un coefficiente di smorzamento definito dall'utente attraverso il comando:

*CONTACT CONTROLS, STABILIZE

< coefficiente di smorzamento >

In questo modo dovrebbe essere possibile controllare la quantità di smorzamento che si introduce artificialmente nel modello. Le superficie slave è di tipo “element-based” per cui il coefficiente di smorzamento ha dimensione di pressione su velocità.

Il valore di spostamento massimo per cui si applica lo smorzamento c_0 è calcolato automaticamente da Abaqus e vale 1.0 mm, un valore molto più grande degli spostamenti nodali nella zona di propagazione della cricca e quindi a tutti in nodi in queste posizioni è applicato un coefficiente di smorzamento μ_0 . Variando di due ordini di grandezza il coefficiente di stabilizzazione non si riscontrano sostanziali differenze fra i carichi ottenuti (Figura 4.17), lo stesso vale per l'energia di deformazione (Figura 4.18). Se si abbassa di due ordini di grandezza il coefficiente di smorzamento e si mantiene costante la “release tolerance” l'energia dissipata non varia in modo significativo (Figura 4.19). Questo potrebbe essere un fenomeno simile a quello visto per “automatic stabilization”, dove stavolta l'aumento della velocità è compensato dalla riduzione del coefficiente di smorzamento e quindi le forze viscosse stabilizzanti hanno all'incirca la stessa grandezza.

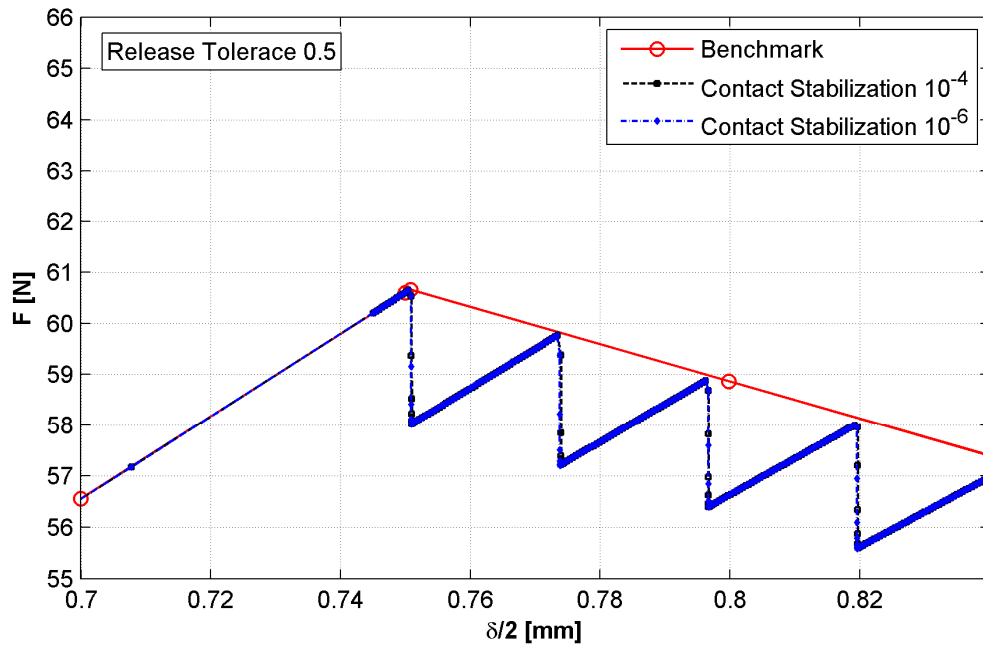


Figura 4.17

Forza applicata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “contact stabilization”.

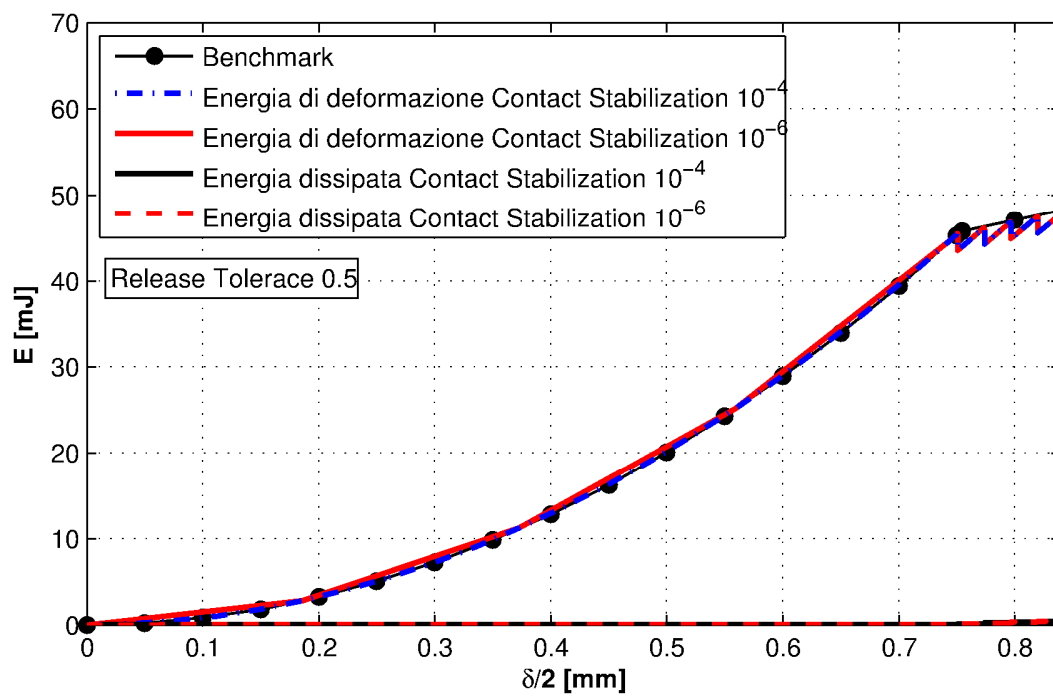


Figura 4.18

Energia di deformazione e energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “contact stabilization”.

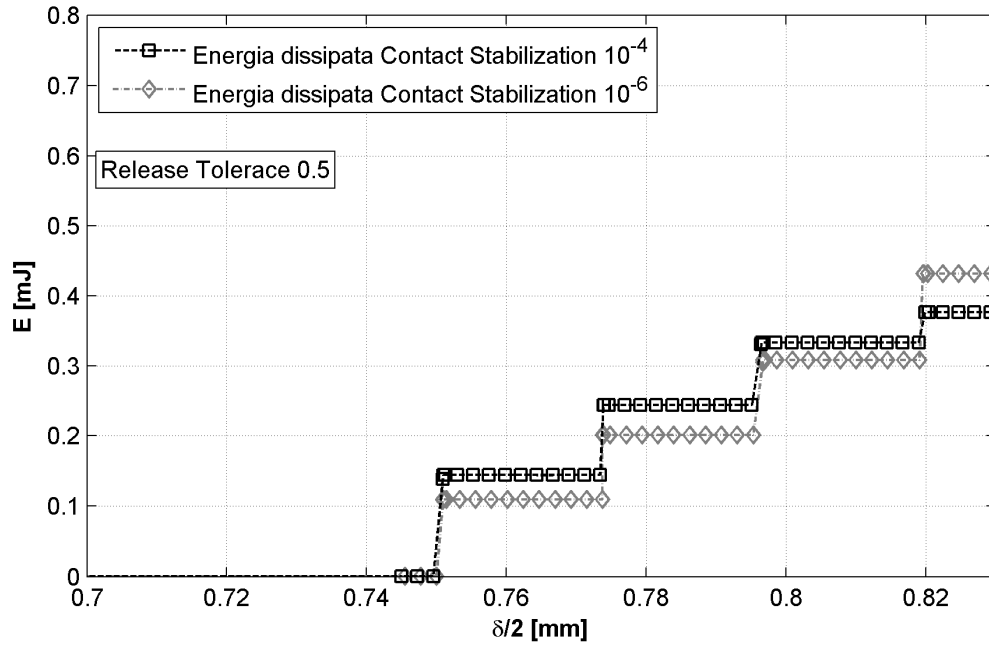


Figura 4.19
Energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “contact stabilization”.

Per il caso in cui il coefficiente di smorzamento vale 10^{-4} sono presi in esame la pressione viscosa di contatto calcolata da Abaqus (CDPRESS) e la velocità nodale di un nodo dell'apice della cricca rispetto al nodo gemello dell'altra superficie. È stata stimata la pressione viscosa come:

$$p_v = k v_{rel} \quad (4.6)$$

Dove k è un fattore di scala ed è stato scelto in modo tale che la pressione viscosa sia dello stesso ordine di grandezza della CDPRESS:

$$k = 10^{-4} \frac{Ns}{mm^3}$$

CDPRESS e p_v non sono proporzionali come ci si potrebbe aspettare, tuttavia hanno qualitativamente lo stesso andamento (Figura 4.20 e In Figura 4.21).

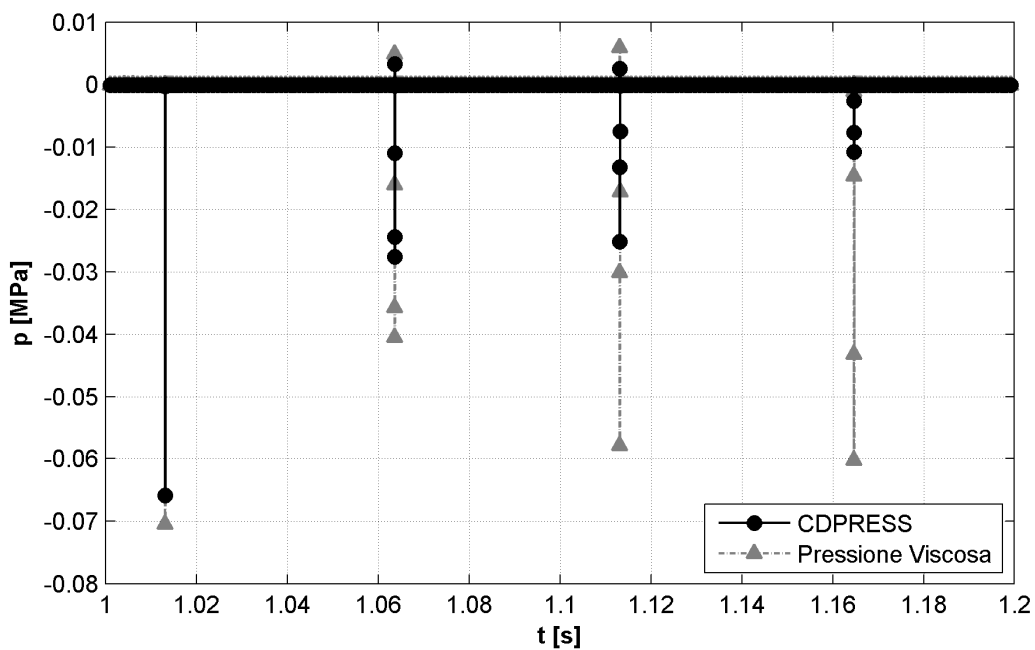


Figura 4.20
Confronto fra CDPRESS e pressione viscosa stimata

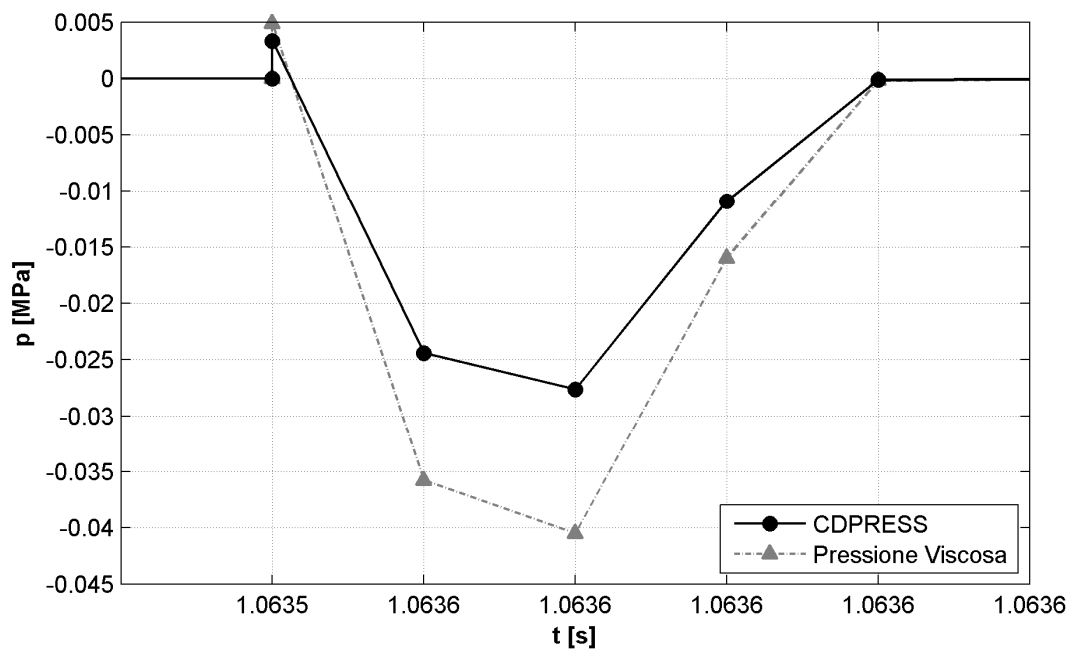


Figura 4.21
Dettaglio di Figura 4.20

Paragrafo 4.9

Sensibilità all'incremento temporale

In queste analisi l'incremento temporale è a passo variabile. L'utente stabilisce il massimo ed il minimo incremento di tempo che Abaqus può utilizzare ed anche il valore iniziale.

Come già anticipato all'inizio del paragrafo, la VCCT è sensibile anche al massimo incremento temporale: se la simulazione sta girando con un incremento temporale troppo grande può accadere che ad un certo istante sia di poco inferiore ad 1 in alcuni nodi del fronte di cricca e dunque non si attiva la separazione. A questo punto la simulazione procede con lo stesso time increment perché non ha trovato alcuna difficoltà per la convergenza. Se la "release tolerance" è sufficientemente grande all'incremento successivo i nodi si separano per un carico più grande rispetto a quello per cui si avrebbe

$\frac{G_T}{G_c} = 1$. Questo perché $\frac{G_T}{G_c}$ risulta comunque essere in tolleranza anche se molto più

grande di 1. Questo problema si verifica solo se la "release tolerance" è grande e per valori piccoli il problema non sussiste; tuttavia una tolleranza piccola comporta altri svantaggi che saranno mostrati in seguito.

Per ovviare a questo tipo di problema è conveniente suddividere la simulazione in due step:

- il primo può avere un time increment piuttosto grande che permetta comunque di rilevare le eventuali non linearità geometriche del problema e durante il quale lo spostamento assume un valore di poco inferiore al valore critico rilevato attraverso il benchmark.
- Il secondo step, a differenza del precedente, deve assumere un valore di time increment massimo sufficientemente piccolo per evitare di oltrepassare la condizione critica di una misura eccessiva.

In Figura 4.22 è dato un esempio di questo fenomeno: le due curve F-U sono state realizzate con lo stesso modello e gli stessi parametri di stabilizzazione e tolleranza ("contact stabilization", con damping factor= 10^{-4} e release tolerance=0,5), ma è stato variato il time increment massimo. Inizialmente è stata realizzata la curva A) dove si utilizza un unico step con massimo time increment pari a 0,04. In seguito è stata confrontata con il benchmark realizzato in precedenza: è evidente che le condizioni

critiche di A) non rispecchiano quelle del benchmark, anche se in modo meno marcato questo fenomeno si presenta durante la propagazione e infatti il modello A) non riesce a seguire esattamente la curva di propagazione del benchmark. Nel modello B) la simulazione è stata suddivisa in due step, il primo con massimo time increment uguale a 0,05 e il secondo con massimo time increment di 0,001. In questo modo si riesce a seguire fedelmente il benchmark anche utilizzando una tolleranza piuttosto grande.

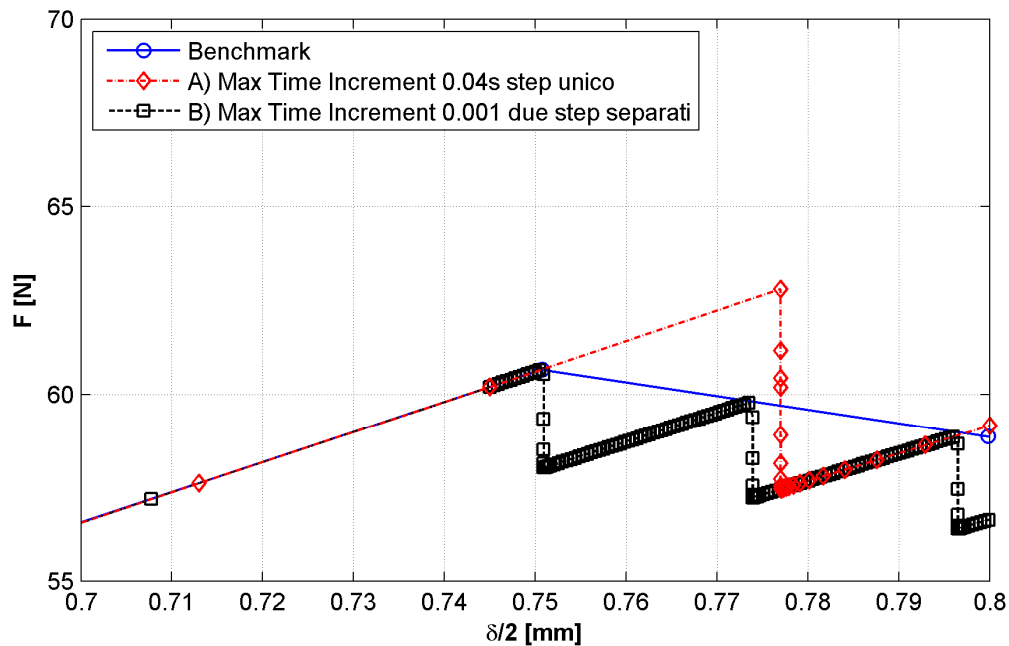


Figura 4.22

Curve carico-spostamento con diverso time increment massimo

In Figura 4.23 sono riassunti i valori di $\frac{G_T}{G_c}$ a cui è avvenuta la separazione dei nodi sul

fronte di cricca iniziale. Si può osservare che nel caso B) i nodi nella zona centrale del fronte si sono separati per valori molto vicini ad 1, perché hanno raggiunto la condizione di rilascio per primi. Gli altri nodi del fronte sono stati rilasciati gradualmente durante quando il fronte della delaminazione non era più dritto, per cui hanno un numero maggiore di picchi.

Nel caso A) è il distacco dei nodi accaduto a valori più elevati, a causa del fenomeno descritto sopra. Sono presenti una quantità inferiore di picchi perché la propagazione avviene in modo più brusco, distaccando quasi una fila intera di nodi per volta, dato che allo stesso istante il valore critico viene superato su quasi tutti i nodi del fronte di delaminazione.

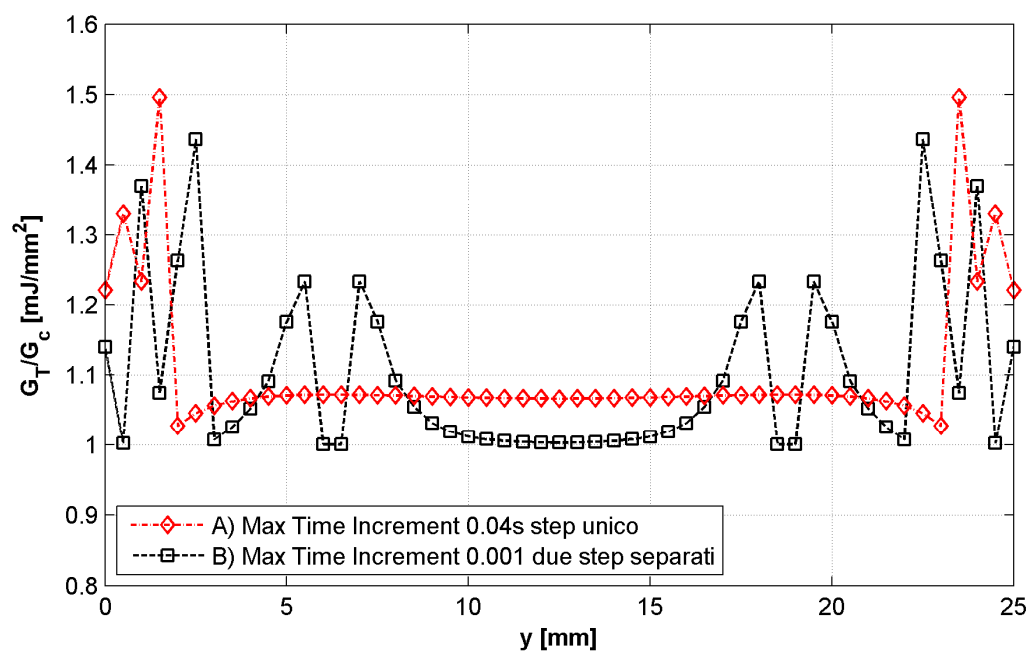


Figura 4.23

Valori di $\frac{G_T}{G_c}$ a cui è avvenuto il distacco sul fronte di cricca iniziale

Paragrafo 4.10

Sensibilità a “release tolerance”

Fino a questo momento sono stati studiati i casi in cui la tolleranza di rilascio è 0.5; in seguito si valuterà l'effetto di una sua riduzione.

Nelle simulazioni con differenti valori di “release tolerance” è stata utilizzata “contact stabilization” dato che “viscous regularization” non è robusta se la tolleranza è piccola, mentre “automatic stabilization” non è molto adatta per questo tipo di applicazione. Come si può vedere in Figura 4.24 la curva carico-spostamento riesce a seguire molto bene il benchmark qualunque sia il valore della tolleranza. Tuttavia per piccoli valori di “release tolerance” si presentano dei picchi di carico quando la VCCT rilascia dei nodi.

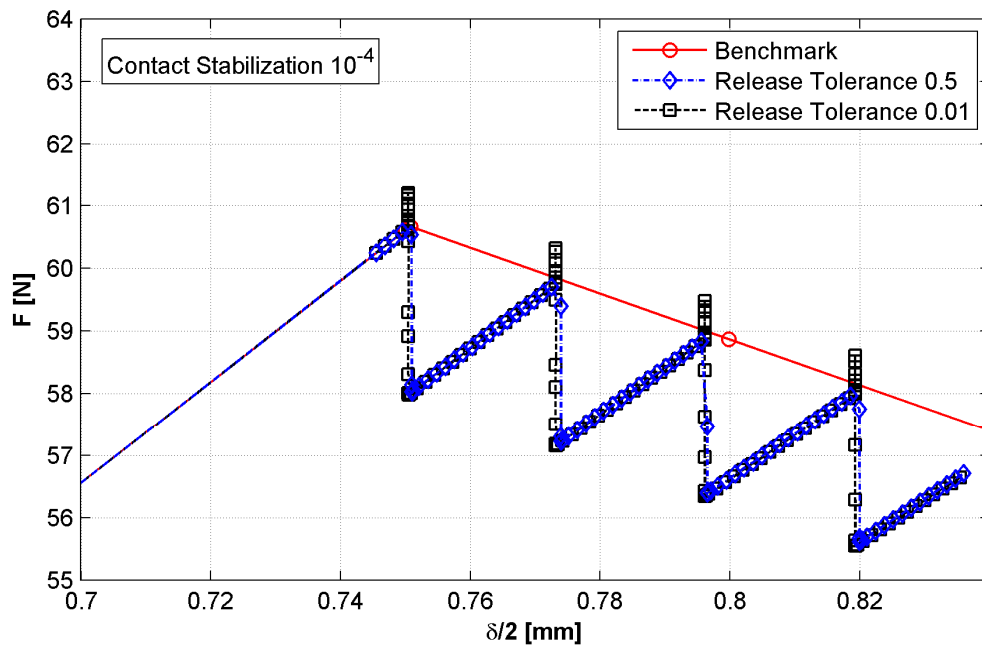


Figura 4.24

Forza applicata di modelli con diverso valore di “release tolerance”

Nelle Figure 4.25 e 4.26 sono riassunti i valori di G_I a cui sono stati rilasciati i nodi del fronte iniziale di cricca. Quando la tolleranza è 0.5 è ovviamente presente più variabilità rispetto al caso di tolleranza 0.01 ma ci sono comunque tanti nodi che sono stati separati

quando $\frac{G_T}{G_c} \cong 1$. In Figura 4.27 si vede che riducendo la tolleranza non ci sono differenze

nella curva dell'energia di deformazione, mentre si osserva un aumento di quantità di energia dissipata, com'è mostrato più in dettaglio in Figura 4.28.

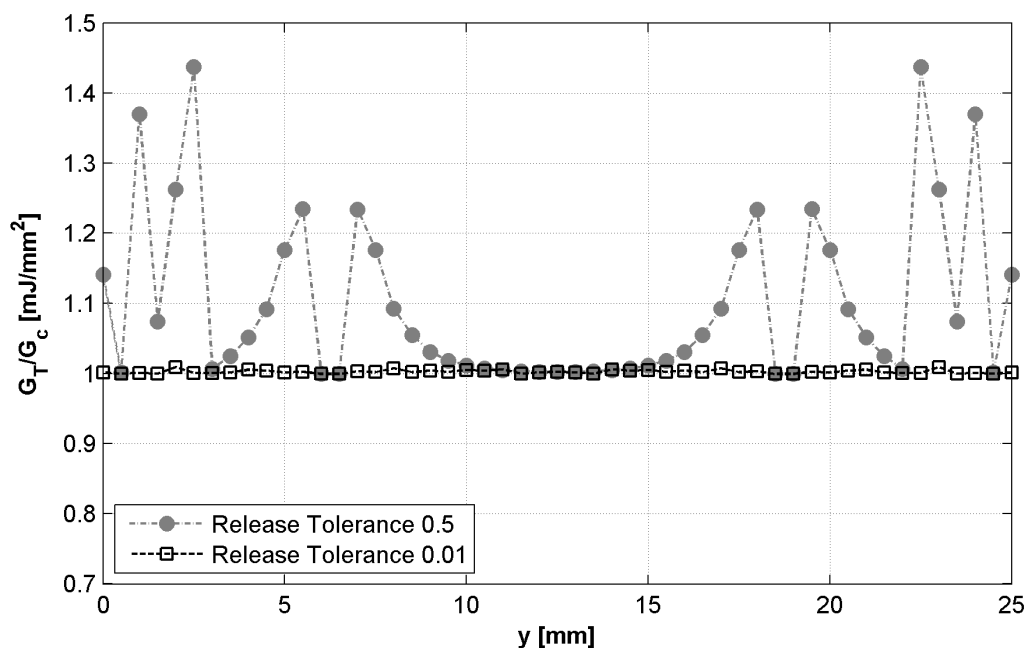


Figura 4.25

Valori di lungo il bordo iniziale della fessura a cui è avvenuta la separazione per differenti valori di “release tolerance”.

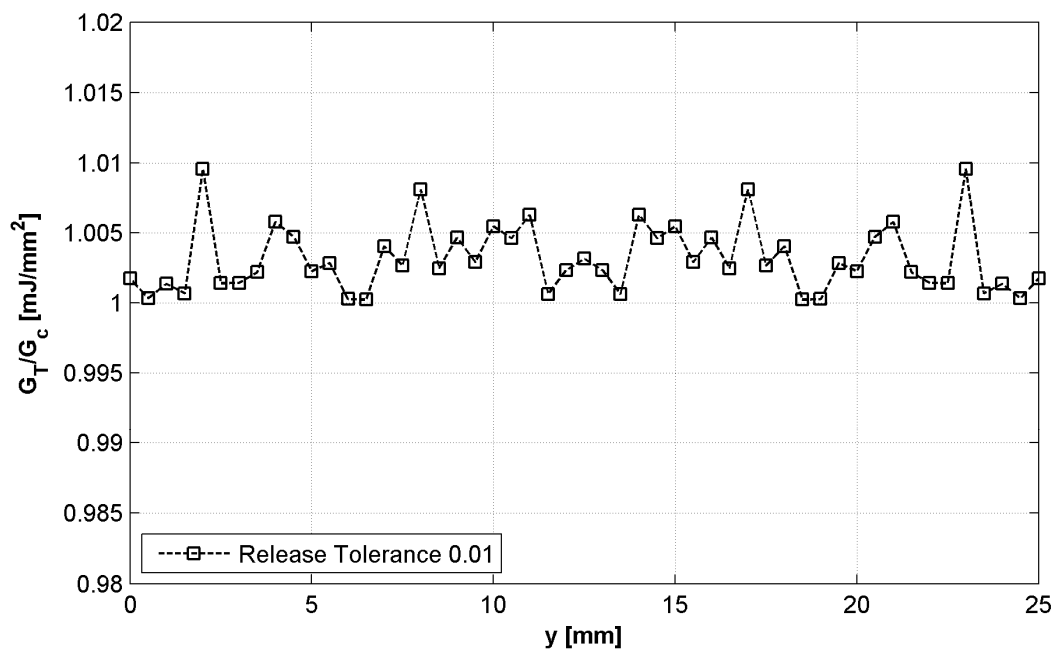


Figura 4.26

Dettaglio di Figura 4.25 per il caso “release tolerance” 0.01.

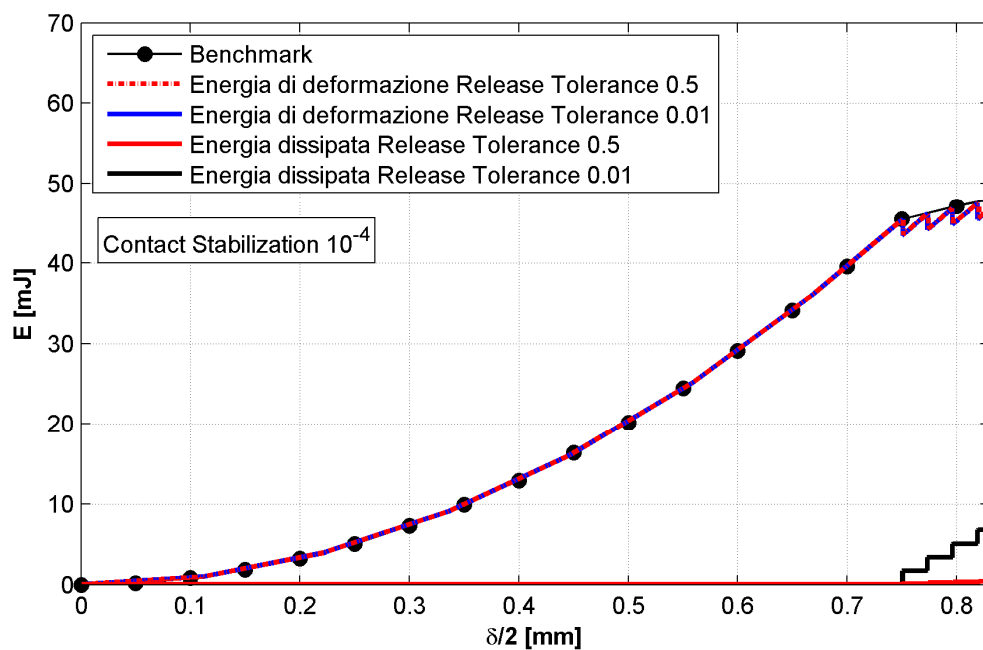


Figura 4.27

Energia di deformazione e energia dissipata di modelli
con diverso valore di “release tolerance”

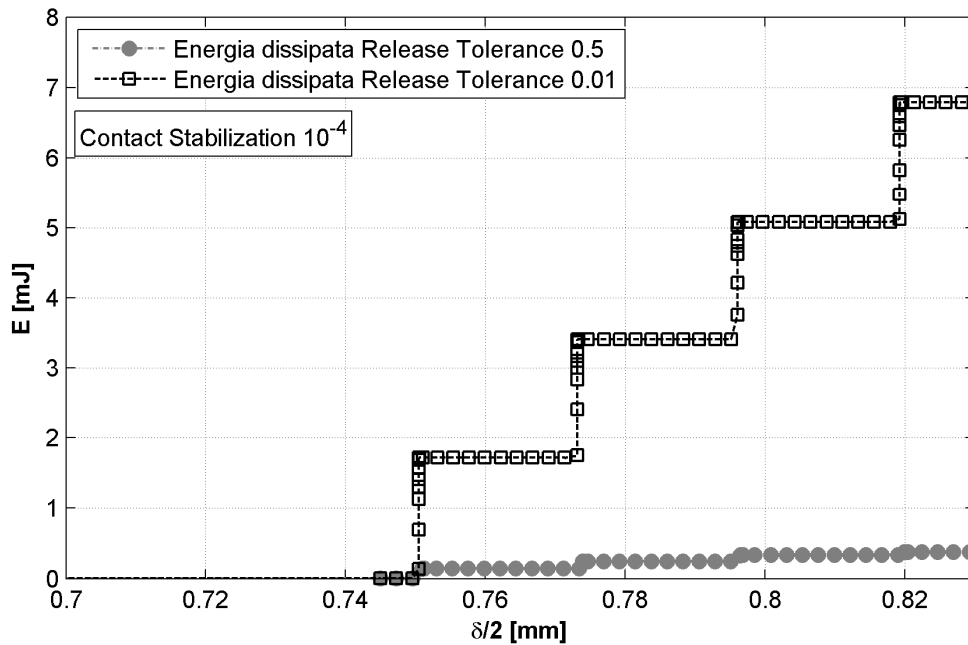


Figura 4.28

Energia dissipata di modelli con diverso valore di “release tolerance”

Il fenomeno dei picchi di carico avviene in modo analogo a quello visto per “automatic stabilization” dove in questo caso la responsabile è la tolleranza. In Figura 4.29 sono confrontati i valori dei picchi della pressione viscosa sullo stesso nodo per i due valori di tolleranza: i picchi di pressione aumentano in modo significativo quando la tolleranza viene ridotta.

Abaqus dopo il rilascio di una coppia di nodi riduce l’incremento temporale per motivi di convergenza. Più la tolleranza sul rilascio dei nodi è piccola più deve essere piccolo l’incremento temporale per avere convergenza. Lo spostamento dei nodi rilasciati, mostrato in Figura 4.30, ha un andamento a gradini e il valore del salto è lo stesso qualunque valore abbia la “release tolerance”. Di conseguenza riducendo la tolleranza la velocità nodale aumenta. Questo caso è più evidente degli altri perché non è presente una riduzione di coefficiente viscoso a compensare l’aumento di velocità e quindi le forze viscosse aumentano moltissimo. Nelle analisi di tipo statico non è possibile calcolare direttamente la velocità nodale e quindi l’incremento temporale influenza direttamente l’energia di stabilizzazione. Per cercare di ovviare a questo problema sono state provate soluzioni di tipo dinamico che saranno esaminate nel paragrafo successivo.

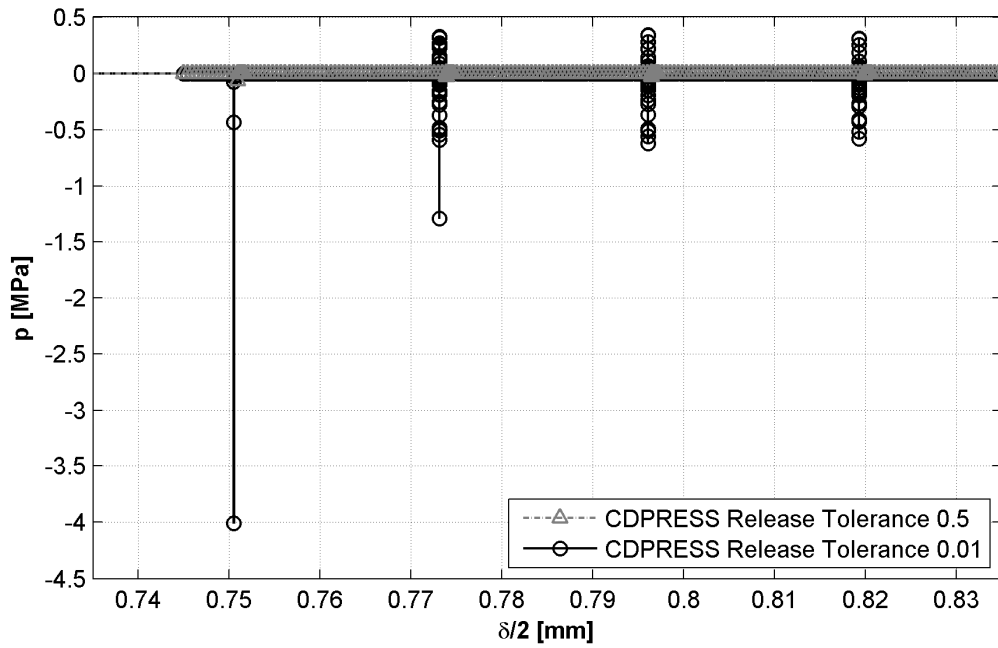


Figura 4.29

CDPRESS di modelli con diverso valore di “release tolerance”

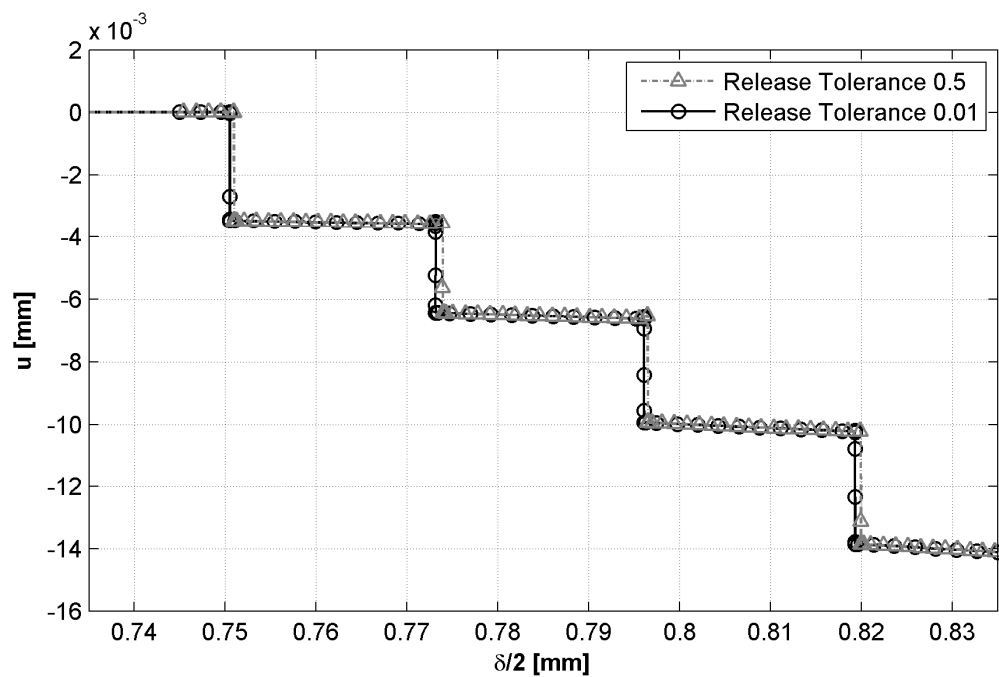


Figura 4.30

Spostamento di un nodo del fronte di cricca
di modelli con diverso valore di “release tolerance”

La “release tolerance” non ha influenza sull’evoluzione della lunghezza di cricca; entrambe le simulazioni seguono bene l’andamento del benchmark anche per quanto

riguarda la curva lunghezza di cricca-spostamento: l'errore sullo spostamento a cui la cricca propaga di 0.5mm è dell'ordine del centesimo di millimetro (Figure 4.31 e 4.32). La tolleranza è applicata su una grandezza di tipo locale e non sembra avere effetti sulla risposta globale del modello.

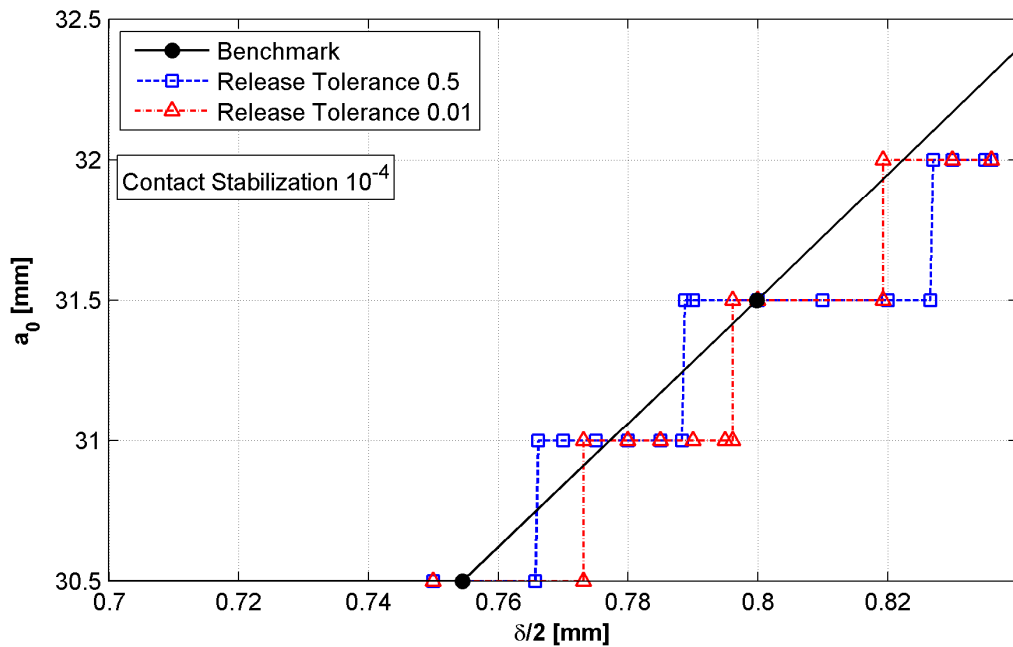


Figura 4.31

Evoluzione di lunghezza di cricca di modello con diverso valore di “release tolerance”

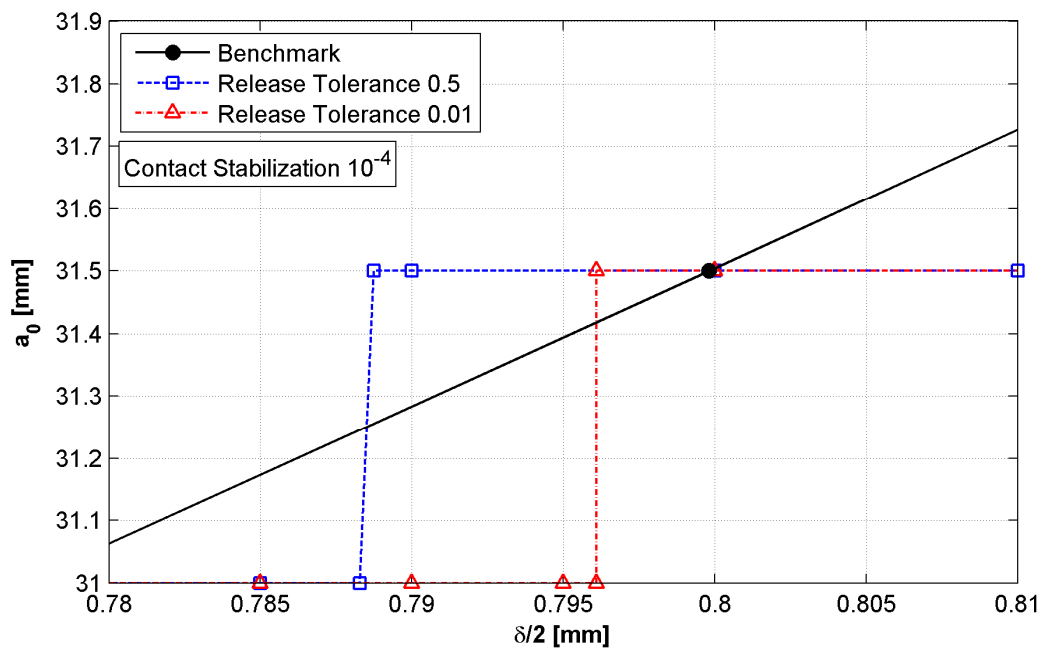


Figura 4.32 Dettaglio di Figura 4.31

Paragrafo 4.11

Analisi “Dynamic Implicit”

Per analisi di tipo “Dynamic Implicit” sono disponibili tre tipologie di analisi: transient fidelity, moderate dissipation e quasi static. Le simulazioni transient fidelity e moderate dissipation sono terminate prematuramente. Invece le simulazioni di tipo quasi static forniscono risultati che anche per valori bassi di tolleranza e richiedono basse energie di stabilizzazione. Nonostante ciò, l'effetto dinamico dovuto al rilascio dei nodi è molto grande e si generano dei notevoli picchi nella curva carico-spostamento in conseguenza del rilascio di nodi.

È stata effettuata un'analisi di sensibilità allo smorzamento (Figure 2.33). Aumentando di un ordine di grandezza il coefficiente di smorzamento della “contact stabilization” non si ottiene una attenuazione dei picchi. È comunque da notare che l'energia dissipata è aumentata di un ordine di grandezza, cosa che non accadeva per le analisi di tipo statico (Figura 4.34 e Tabella 4.2).

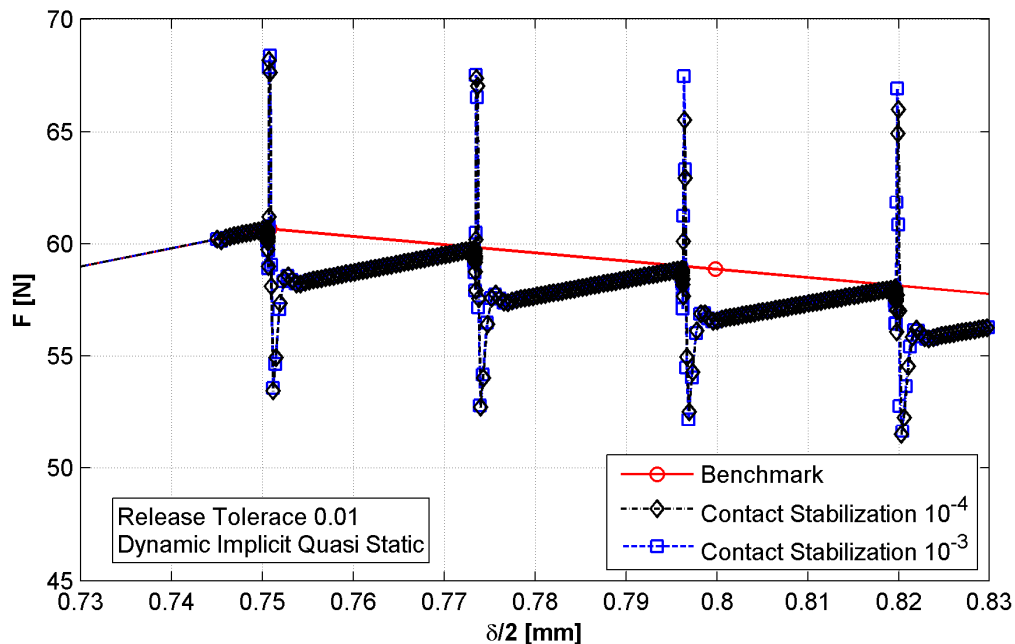


Figura 4.33

Forza applicata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “contact stabilization”.

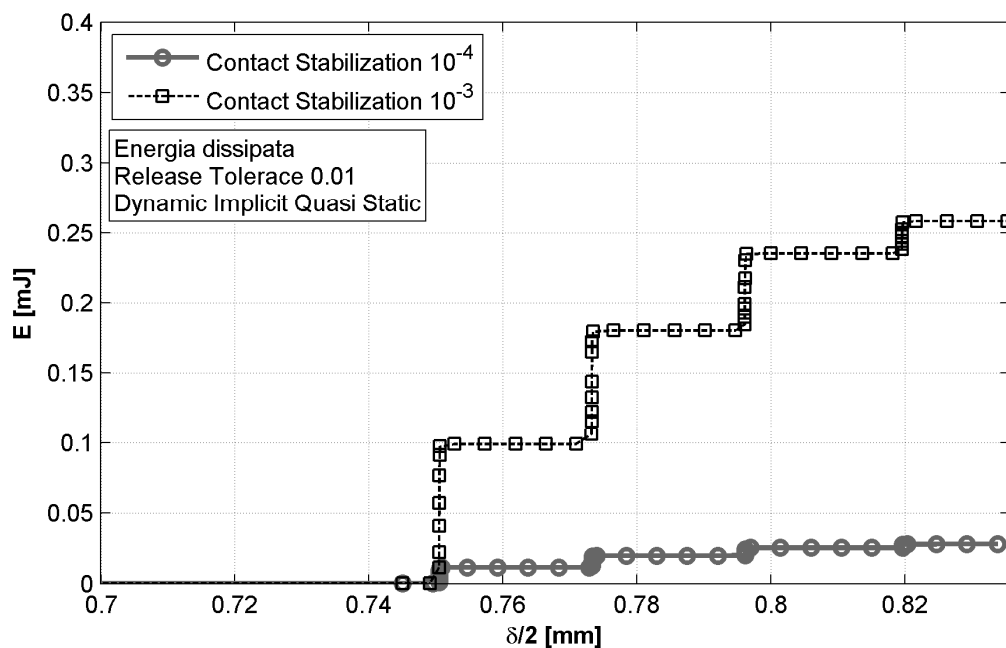


Figura 4.34
Energia dissipata di modelli con diverso coefficiente di stabilizzazione di “contact stabilization”.

Energia dissipata a $\delta/2=0.83\text{mm}$ [mJ]

Contact Stabilization 10^{-4}	0.028
---------------------------------	-------

Contact Stabilization 10^{-3}	0.258
---------------------------------	-------

Tabella 4.2

Abaqus offre la possibilità di rilasciare i nodi gradualmente con una funzione a rampa anziché con una a gradino attraverso la stringa:

*DEBOND, DEBONDING FORCE=RAMP

È stato fatto un tentativo ma con scarso successo, la simulazione è rallentata molto, dopo il rilascio dei primi nodi non ne sono distaccati altri sebbene fossero trascorsi circa 300 incrementi temporali prima di essere fermata dall'utente.

Oltre alla “contact stabilization” sono stati provati anche modelli con “viscous regularization” ed elementi con viscosità interna ma il fenomeno del picco è sostanzialmente indipendente dalla modalità di stabilizzazione (Figura 4.35). Inoltre, la

variazione di coefficienti di smorzamento di “viscous regularization” e della viscosity degli elementi non ha praticamente alcun effetto sull’entità dei picchi di carico.

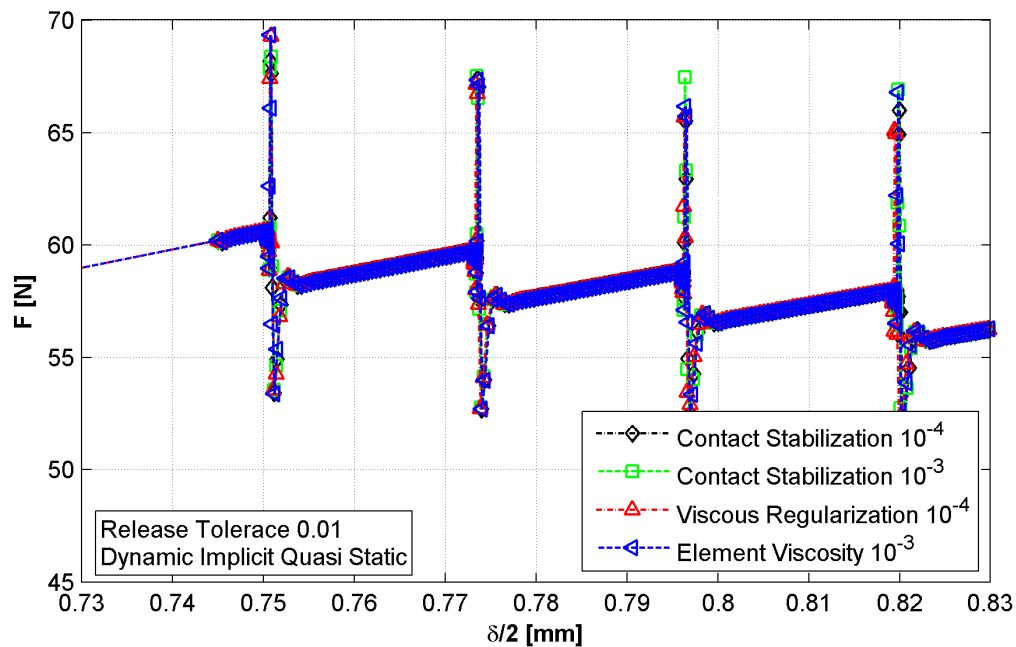


Figura 4.35

Forza applicata di modelli con differenti metodi di stabilizzazione

Si esaminano nel seguito gli effetti sull’evoluzione della cricca. Se si passa da un’analisi di tipo “static general” ad una “dynamic implicit” non si riscontrano differenze sulla propagazione della cricca (Figura 4.36).

Le analisi dinamiche richiedono tempi di calcolo maggiori rispetto a quelle statiche e in definitiva non risolvono i problemi dovuti al rilascio dei nodi. Il rilascio improvviso di una coppia di nodi comporta un picco di carico che non può essere attenuato.

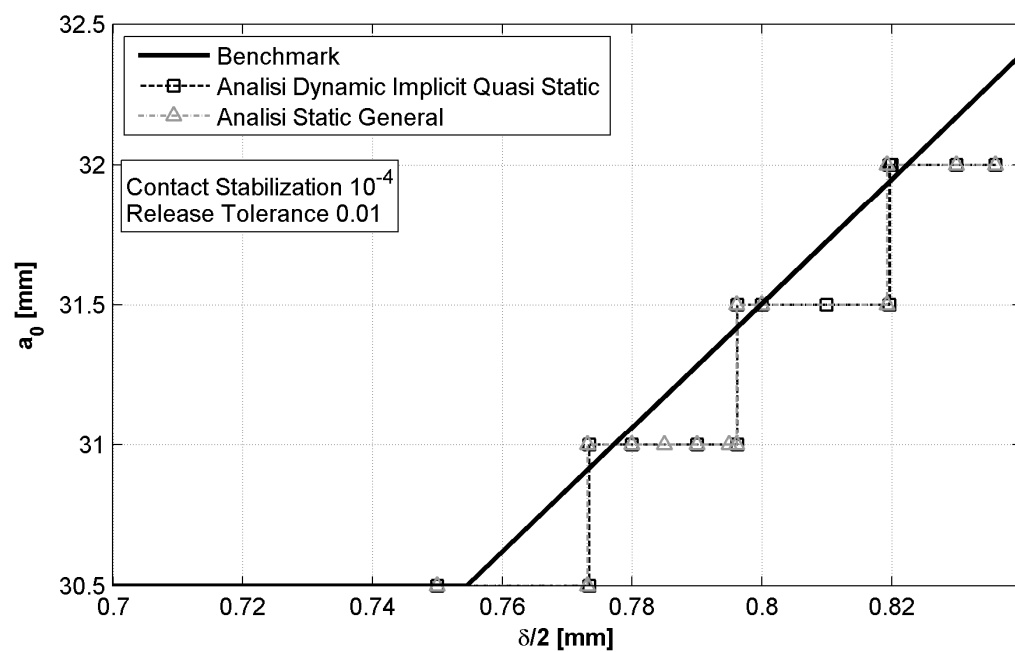


Figura 4.36

Evoluzione della lunghezza di cricca stimata con un modello “static general” e con modello “dynamic implicit”.

Paragrafo 4.12 Considerazioni sulla VCCT

Dopo l'estesa campagna di prove numeriche descritte nel seguente capitolo, si può dire che le analisi di tipo dinamico non portano vantaggi in termini di qualità della soluzione ma aumentano i tempi di calcolo a parità di tolleranza e coefficiente di smorzamento: quindi le analisi di tipo statico sono più convenienti. Il metodo di stabilizzazione più adatto è risultato essere "contact stabilization", anche se la modifica del coefficiente di stabilizzazione ha scarsa influenza sulla VCCT.

Il parametro che davvero è importante e influenza in modo decisivo il tempo di calcolo è la "release tolerance". Per piccoli valori, aumenta l'accuratezza sulla condizione critica ma aumenta anche la quantità di energia dissipata per stabilizzare il problema e quindi non si è sicuri che il risultato sia più attendibile di quanto lo è quello ottenuto con un criterio meno stringente sulla separazione dei nodi. La propagazione di cricche può avvenire sia in modo stabile che in modo instabile. La propagazione di difetti con VCCT risulta essere difficilmente controllabile a causa di un diverso comportamento in queste due differenti situazioni. Avere una tolleranza sul criterio di separazione dei nodi in modo da avere un controllo diretto sulla propagazione ha effetti benefici nel caso in cui la propagazione avviene stabilmente. Quanto più è piccola la tolleranza, tanto più questa fase sarà simulata accuratamente. Nella fase di propagazione instabile in cui il carico crolla e si ha simultaneamente un notevole rilascio di nodi la tolleranza ha un effetto controproducente: il rilascio dei nodi in fase instabile avviene in un tempo molto piccolo; se si deve rispettare la tolleranza, questo intervallo di tempo deve essere suddiviso in tanti incrementi. In ciascuno di questi incrementi si ha una configurazione di equilibrio che non è fisicamente verificata nella realtà, per cui si deve introdurre dello smorzamento per equilibrare il sistema.

Qui entra in gioco la strategia vista nel paragrafo 4.9: se si limita l'incremento temporale massimo a un valore piuttosto piccolo, la separazione dei nodi avviene molto spesso per un valore di $\frac{G_r}{G_c}$ prossimo a uno. Questo accade anche se la tolleranza è piuttosto grande. In questo modo si sfrutta a pieno la tolleranza solamente quando il solutore è più in difficoltà.

Al solo scopo di analisi di sensibilità al parametro è stato scelto come valore elevato di tolleranza il valore di 0.5 perché le simulazioni con viscous regularization non sono robuste per valori più bassi di tolleranza e occorre avere un valore comune di tolleranza per confrontare i vari metodi di stabilizzazione. Tuttavia nelle simulazioni è molto grande rispetto al senso comune di tolleranza; è consigliato un valore di 0.2 che fra l'altro è quello che Abaqus utilizza di default.

Una volta validati i modelli dei provini DCB ed ENF è possibile inserire i dati ottenuti dai test di laboratorio [16]. Le prime simulazioni del provino DCB che sono state fatte hanno mostrato discrepanze per quanto riguarda la cedevolezza del provino fornita dal modello FEM. Le curve carico-spostamento sperimentali sono molto più cedevoli delle simulazioni. Dalle analisi di sensibilità risulta che la cedevolezza dipende principalmente dal modulo elastico e dalla lunghezza della fessura, sfortunatamente ci sono incertezze sul valore di questi due dati. La lunghezza di fessura è individuata esaminando fotogrammi della prova stessa, si possono osservare zone che sono chiaramente separate, ma è molto difficile individuare dove sia esattamente l'apice della cricca dato che gli spostamenti relativi delle due facce sono piccolissimi in prossimità dell'apice. Riguardo invece al modulo elastico sono state fatte ricerche sulle proprietà meccaniche del composito AS4-8552, i dati forniti da Marlett [17] risultano essere differenti da quelli del fornitore dei provini. Successivamente sono state fatte prove di laboratorio a flessione per tre punti per determinare il valore del modulo elastico a flessione. Nel Paragrafo 5.2 saranno fatte alcune considerazioni sul modulo elastico. I valori del modulo elastico disponibili per il materiale AS4-8552 sono riassunti in Tabella 5.1.

Modulo elastico Hexcel AS4-8552	
Modulo elastico fornitore	153 GPa
Marlett trazione	127.3 GPa
Marlett compressione	112.5 GPa
Modulo elastico flessionale misurato su metà di un provino rotto con delaminazione	130GPa
Modulo elastico flessionale misurato su provini integri	106 GPa

Tabella 5.1

Paragrafo 5.1

Considerazioni su dati sperimentali

Le misurazioni di carico e spostamento di un batch di provini ENF sono rappresentati in Figura 5.1. Questi dati presentano una dispersione dovuta a differenti valori di spessore e larghezza del provino, i provini sono tutti posizionati rispetto all'attrezzatura in modo che la lunghezza di fessura sia sempre la stessa, 25mm. Le dimensioni geometriche dei singoli provini e la loro media sono riferite allo schema in Figura 2.5 e sono riassunte in Tabella 5.2.

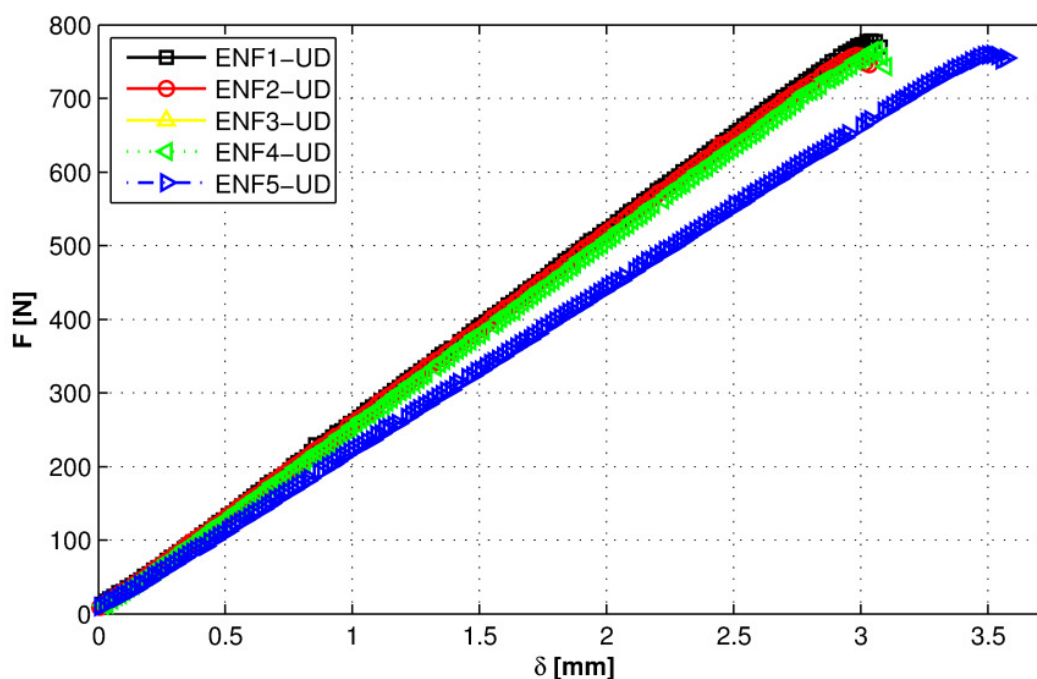


Figura 5.1 Risultati sperimentali di un set di provini ENF

	B [mm]	t [mm]	a_0 [mm]	L [mm]
ENF1-UD	25.01	3.05	25	50
ENF2-UD	25.04	3.08	25	50
ENF3-UD	25.03	3.07	25	50
ENF4-UD	25.04	3.04	25	50
ENF5-UD	25.07	2.9	25	50
Media	25.04	3.03	25	50

Tabella 5.2

Al fine di poter confrontare questi risultati con un modello FEM che utilizza i dati medi delle prove, sono stati depurati dalle variazioni delle dimensioni geometriche correggendo la pendenza della curva dei dati sperimentali attraverso un fattore k tale che:

$$C_i^{FEM} = k_i C_i^{meas} \quad (5.1)$$

Dove C_i^{meas} è la cedevolezza della curva sperimentale carico-spostamento nella parte di grafico in cui la propagazione della cricca non ha avuto ancora luogo e sufficientemente lontana dall'origine da non essere influenzata dalla compensazione dei giochi. Moltiplicando questo dato per il fattore k si ottiene la pendenza della curva della singola prova depurata dagli effetti di variazione delle dimensioni geometriche e dunque confrontabile con la simulazione FEM. Il coefficiente k è stato ricavato dalla teoria delle travi ed è definito come rapporto fra la cedevolezza stimata della singola prova con la beam theory e la cedevolezza del provino di dimensioni medie:

$$k_i = \frac{C_i^{BT}}{C_{mean}^{BT}} \quad (5.2)$$

La compliance è stata calcolata con l'espressione data dalla teoria classica delle travi esposta nel Capitolo 1 (1.20). Per chiarire meglio questo procedimento, si osservi che se si applicasse il fattore k alla cedevolezza di un provino calcolata con la teoria della trave si otterrebbe la cedevolezza calcolata con la medesima teoria del provino di dimensioni medie, per cui il fattore k fornisce una forza equivalente che compensa le differenze nella geometria dei provini e tende ad avvicinare le varie curve a quella di dimensioni medie.

In Tabella 5.3 sono riportati i valori così ottenuti.

Si osserva che anche il campione ENF5-UD che ha una cedevolezza misurata molto più alta degli altri, ha un valore di C_i^{FEM} prossimo a quello medio come tutte le altre prove, ciò significa che la differenza nella cedevolezza è dovuta allo spessore più piccolo rispetto agli altri provini, tuttavia la fessura propaga per un valore del carico molto più alto rispetto alle altre prove.

	C^{BT} [mm/N]	k	C^{meas} [mm/N]	C^{FEM} [mm/N]
ENF1-UD	3.50E-03	1.021	3.85E-03	3.93E-03
ENF2-UD	3.40E-03	1.053	3.89E-03	4.09E-03
ENF3-UD	3.43E-03	1.042	3.82E-03	3.98E-03
ENF4-UD	3.53E-03	1.012	3.95E-03	4.00E-03
ENF5-UD	4.07E-03	0.880	4.55E-03	4.00E-03
Media	3.57E-03	1	4.00E-03	4.00E-03

Tabella 5.3

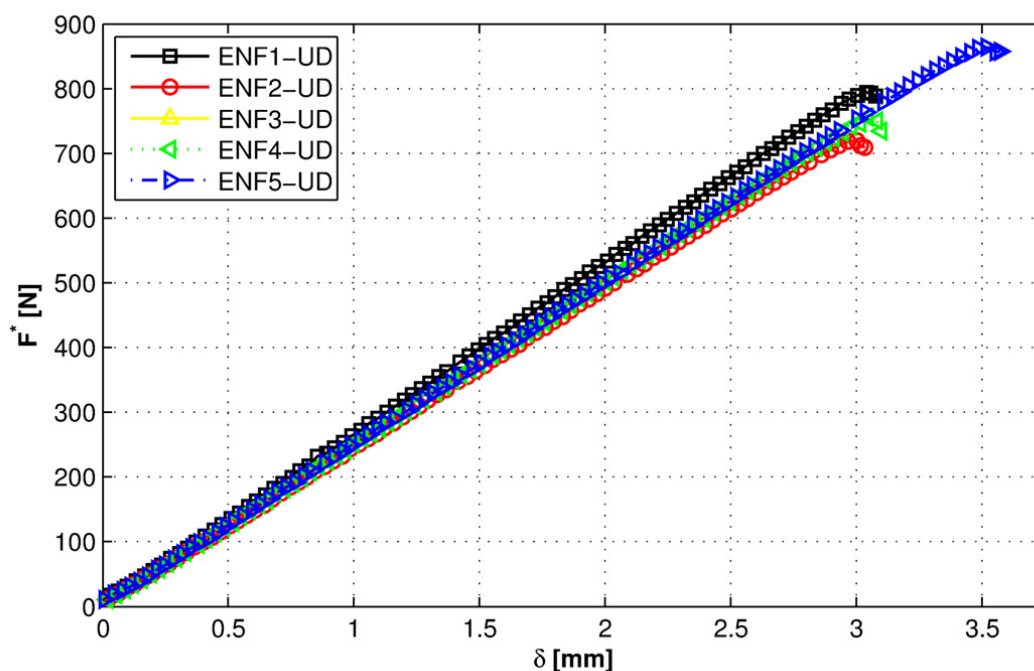


Figura 5.2

Forza equivalente di risultati sperimentali di un set di provini ENF che elimina la dispersione dovuta a differenze nelle dimensioni geometriche.

I dati geometrici delle prove DCB presentano una dispersione dovuta a differenti valori di spessore e di larghezza del provino e lunghezza di cricca, riportati in Tabella 5.5.

Il procedimento appena descritto è stato utilizzato anche per il test DCB; i cui dati sperimentali sono meno dispersi (Figura 5.3).

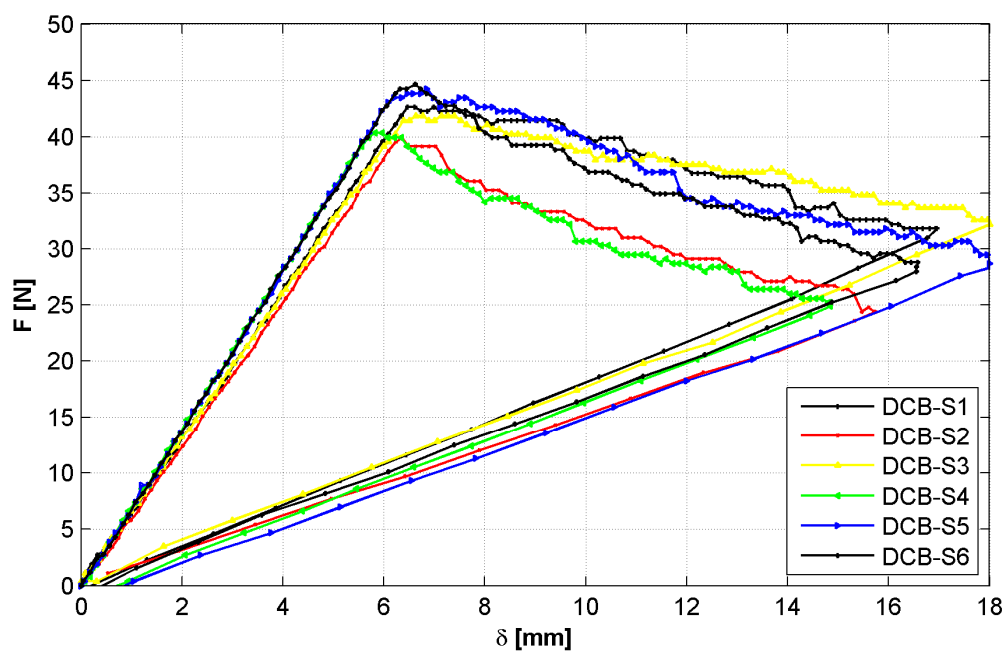


Figura 5.3

Risultati sperimentali di un set di provini DCB

Il risultato ottenuto è mostrato in Figura 5.4 utilizzando l'espressione per la compliance (1.8). I risultati sono riassunti in Tabella 5.5.

	B	t	a_0
DCB-S1	25.02	3.09	55.3
DCB-S2	25.02	3.01	54
DCB-S3	25.02	3.1	55
DCB-S4	25.04	3.07	53.8
DCB-S5	25.06	3.11	55.6
DCB-S6	25.03	3.06	54.1
Media	25.03	3.06	54.6

Tabella 5.4

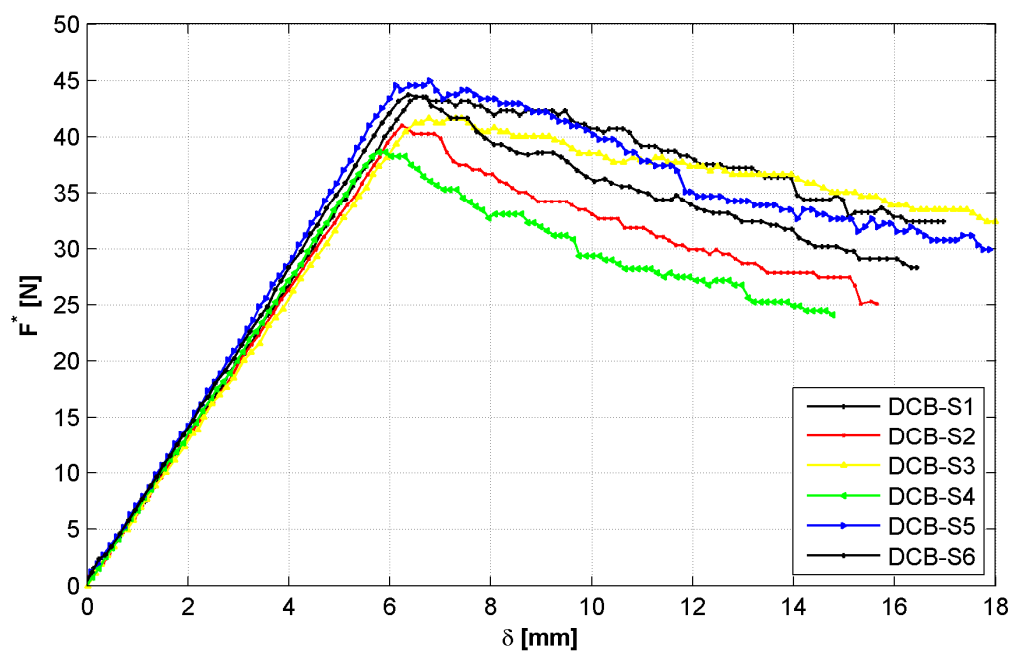


Figura 5.4

Forza equivalente di risultati sperimentali di un set di provini DCB che elimina la dispersione dovuta a differenze nelle dimensioni geometriche.

	C^{BT}	k	C^{meas}	C^{FEM}
DCB-S1	0.139	1.021	0.153	0.156
DCB-S2	0.140	1.028	0.157	0.161
DCB-S3	0.136	0.995	0.155	0.154
DCB-S4	0.131	0.958	0.142	0.136
DCB-S5	0.138	1.016	0.141	0.144
DCB-S6	0.134	0.984	0.140	0.138
Media	0.136	1.000	0.148	0.148

Tabella 5.5

Paragrafo 5.2

Modulo elastico flessionale

I materiali compositi presentano un comportamento differente a seconda che il materiale sia teso oppure compresso: ne risulta che il modulo elastico a compressione risulta essere più basso di quello a trazione. Questo fenomeno è più marcato per i laminati unidirezionali rispetto ai tessuti. Nei provini soggetti a flessione sono presenti sia lamine compresse che lamine tese, il materiale è più rigido a trazione per cui ci saranno più fibre compresse di quelle tese. Da una prova come può essere quella di “three point bending” si ricava un modulo elastico e che tiene conto di questo effetto. I dati di Marlett [14] riguardano il modulo estensionale misurato a trazione e quello misurato a compressione. In mancanza del dato di modulo elastico flessionale è stata fatta una simulazione di un provino ENF con un materiale di caratteristiche definite dall'utente: a seconda del segno dello strain calcolato nei punti di integrazione assegna il valore di modulo elastico di trazione oppure di compressione. La curva carico-spostamento così ottenuta è stata confrontata con quella di un modello con modulo elastico medio fra trazione e compressione, il risultato è che non ci sono differenze nella rigidità dei due provini (Figura 5.5), e dunque il modulo elastico equivalente è pari al modulo elastico medio.

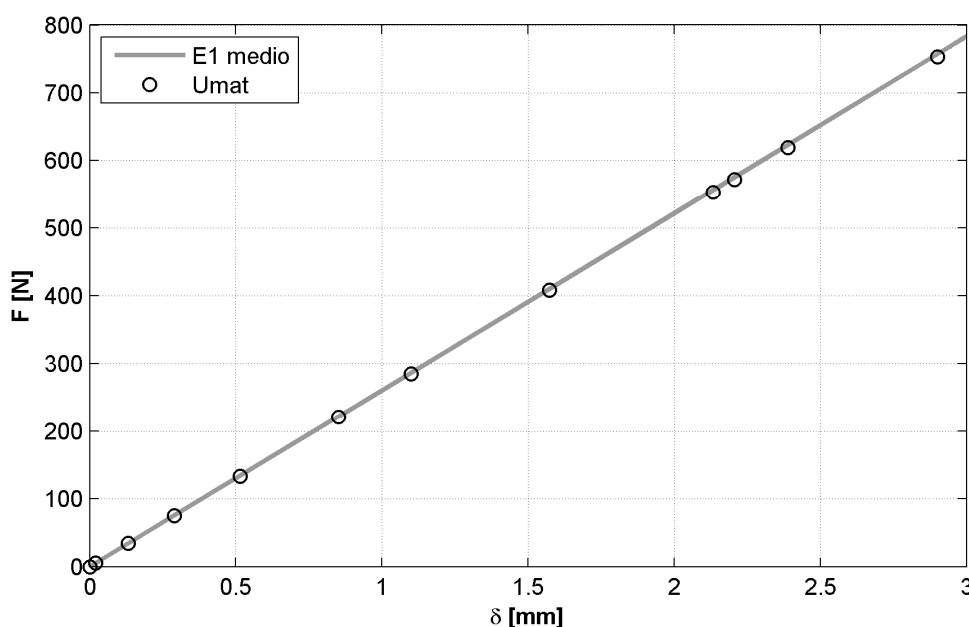


Figura 5.5

Diagramma forza-spostamento per un provino ENF con modulo elastico medio fra trazione e compressione e materiale definito dall'utente.

In Tabella 5.2 sono riassunte tutte le proprietà meccaniche di AS4-8552 desunte da [17] e normalizzate rispetto allo spessore. I moduli elastici sono i valori medi fra quello di trazione e quello di compressione.

Proprietà meccaniche AS4-8552		
E_{11} [GPa]	E_{22} [GPa]	E_{33} [GPa]
119.39	9.55	9.55
ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
0.32	0.32	0.32
G_{12} [GPa]	G_{13} [GPa]	G_{23} [GPa]
4.83	4.83	4.83

Tabella 5.6

Paragrafo 5.3

Sensibilità della cedevolezza dei provini a modulo elastico e lunghezza di cricca

In Figura 5.6 e 4.7 sono mostrati i risultati delle analisi di sensibilità per i provini DCB ed ENF. I valori di 119 GPa sono in accordo con il range di rigidità delle prove ENF mentre danno risultati di poco più rigidi dei dati sperimentali dei DCB. Il valore che si è dimostrato più in accordo con entrambi i set di dati è il modulo elastico di valore 106 GPa misurato dalle prove di laboratorio su provini integri. Le prove su metà provini, ottenuti al termine di una prova con delaminazione, hanno fornito un valore troppo elevato. Nelle Tabelle 4.7 e 4.8 sono riassunte le percentuali rispetto alla simulazione di riferimento con modulo elastico $E_1=106$ GPa e lunghezza di fessura 54.6mm per quanto riguarda i provini DCB, mentre per i provini ENF la simulazione di riferimento è quella con lunghezza di cricca 25 mm.

Percentuale della cedevolezza del provino DCB rispetto alla simulazione di riferimento	
$E_{11} = 119$ GPa	-10.5%
$E_{11} = 153$ GPa	-28.5%
$a_0=50$ mm	-21.8%
$a_0=60$ mm	32%

Tabella 5.7

Percentuale della cedevolezza del provino ENF rispetto alla simulazione di riferimento	
$E_{11} = 119$ GPa	-10.6%
$E_{11} = 153$ GPa	-29.9%
$a_0=20$ mm	-7.6%
$a_0=30$ mm	11.3%

Tabella 5.8

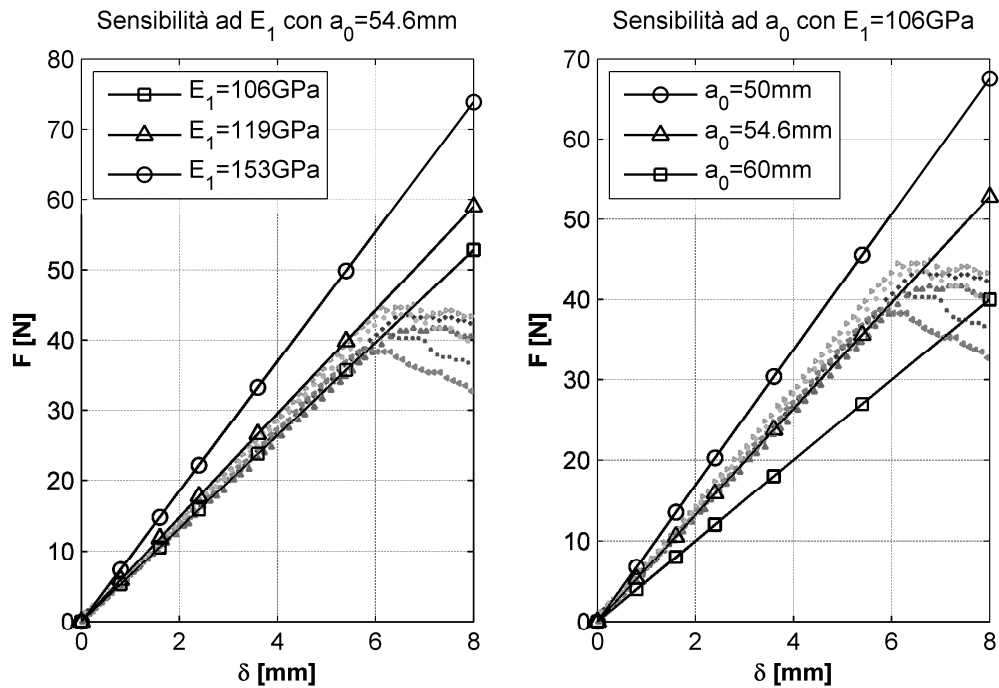


Figura 5.6

Sensibilità della cedevolezza dei provini DCB a modulo elastico E_{11} e lunghezza di cricca

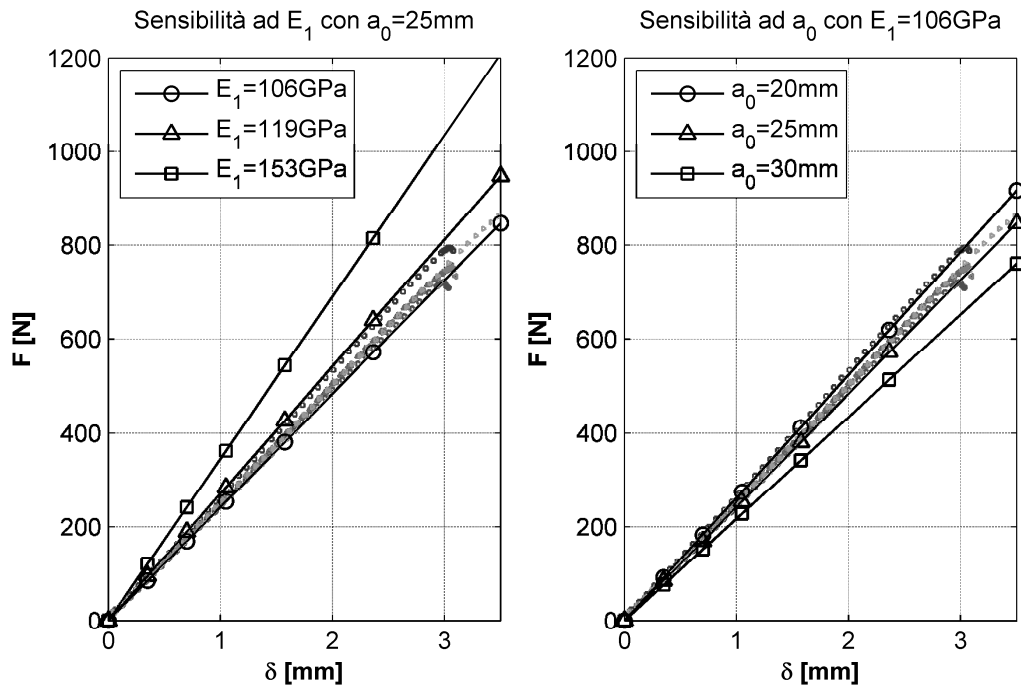


Figura 5.7

Sensibilità della cedevolezza dei provini ENF a modulo elastico E_{11} e lunghezza di cricca

Il modello utilizzato è lo stesso già presentato nel Capitolo 3. Le proprietà del materiale sono riportate in Tabella 5.6 mentre i dati geometrici sono in Tabella 5.4. In queste simulazioni sono state utilizzate le dimensioni medie. Per quanto riguarda il valore di G_{Ic} sono stati esaminati i valori di $G_{Ic}(NL)$ e $G_{Ic}(5\%)$ calcolati con il metodo di Modified Beam Theory di Tabella 6.1. In Figura 6.1 sono confrontate le curve carico-spostamento al variare dei due valori di G_{Ic} . La propagazione è anticipata rispetto ai dati sperimentali. Una possibile spiegazione potrebbe essere data esaminando i profili di G_I durante la propagazione.

Valori di G_{Ic} ottenuti dal test DCB			
	G_{Ic} (MBT)	G_{Ic} (CC)	G_{Ic} (MCC)
NL	246.42	252.41	244.29
VIS	254.18	259.99	253.03
5%	256.66	262.57	256.48

Tabella 6.1

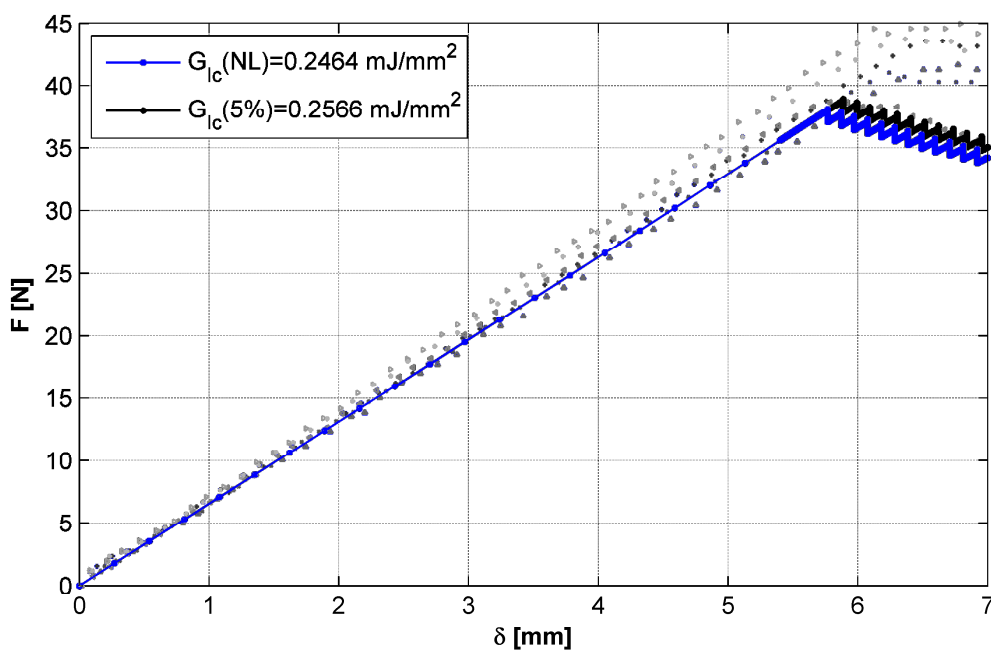


Figura 6.1

Confronto di analisi di provino DCB con risultati sperimentali

Osservando il profilo di G_I prima della propagazione (Figura 6.2) si osserva che in prossimità dei bordi il valore di G_I si abbassa mentre nella zona centrale è sostanzialmente costante. G_{Ic} è ricavato dai risultati dei test ipotizzando che il profilo di G_I sia uniforme e che il bordo della fessura sia dritto. La simulazione ci dice che il profilo non è uniforme, e quindi il dato trovato è il dato medio in condizioni critiche. Il provino nella simulazione propaga quando il valore massimo di G_I raggiunge il valore critico. Pertanto quest'ultimo è il dato da inserire nel modello.

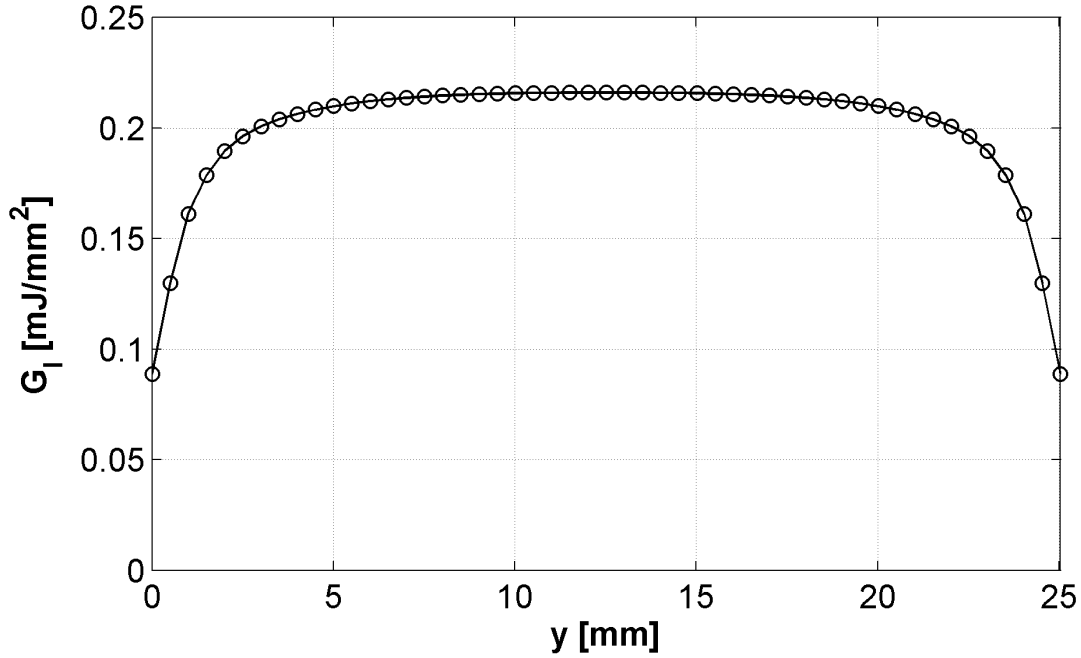


Figura 6.2
Profilo di G_I prima della propagazione e forma iniziale della fessura

Si definisce il rapporto

$$k_G = \frac{G_I^{\max}}{G_I^{\text{medio}}} \quad (6.1)$$

Dove

$$G_I^{\text{medio}} = \frac{1}{B} \int_0^B G_I(y) dy \quad (6.2)$$

La distribuzione di G_I è stata approssimata con una funzione costante a tratti. In questo modo si ricava

$$k_G = 1.08$$

Si ottiene che il dato da inserire come G_{Ic} nella simulazione è

$$G_{Ic}^{\max} = k_G G_{Ic} \quad (6.3)$$

In Figura 6.3 sono confrontate la simulazione con il valore di 5%-max e la simulazione con il valore di G_{Ic} aumentato, che è in accordo con i dati sperimentali.

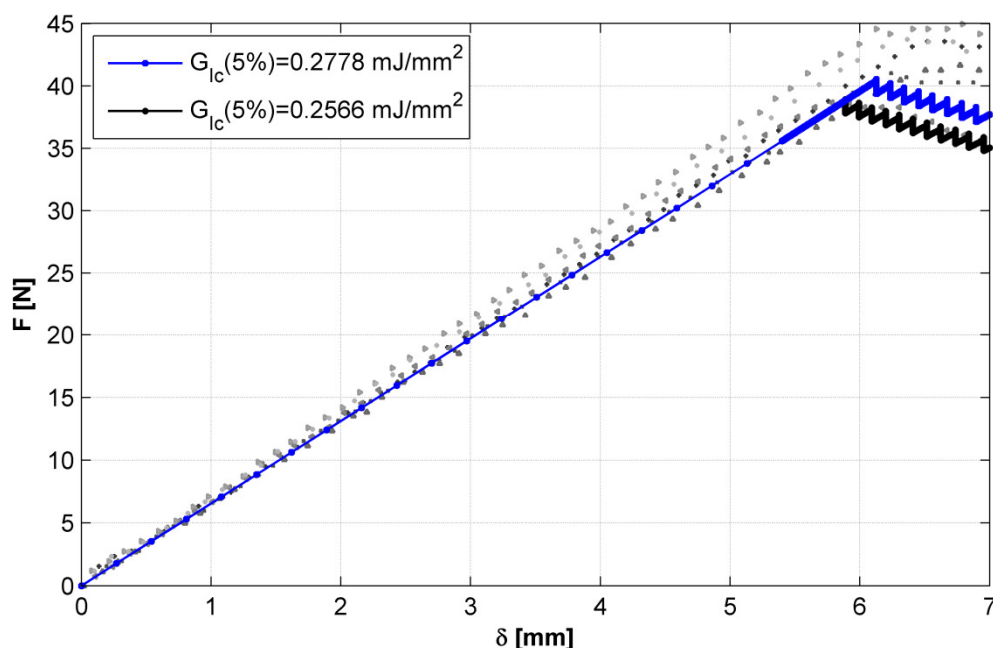


Figura 6.3

Confronto di analisi di provino DCB con risultati sperimentali

La fessura propaga a partire dalla zona centrale del fronte di fessura; in seguito alla propagazione il valore di G_I nel nodo successivo crolla. La propagazione continua a partire dai nodi adiacenti a quelli già separati, fino a staccare un'intera fila di nodi (Figure 6.4 e 6.5). Sono stati calcolati i valori di G_{Ic} dalla curva carico spostamento ottenuta dalla simulazione dalle definizioni previste dalla normativa ASTM; per le condizioni critiche individuate secondo i criteri di punto di deviazione dalla linearità, riduzione della cedevolezza del 5% e avanzamento della fessura visibile. I criteri NL e 5%-max rilevano lo stesso punto d'inizio propagazione.

I valori così ottenuti hanno un errore abbastanza piccolo rispetto ai quelli ricavati dalle prove sperimentali (Tabella 6.2).

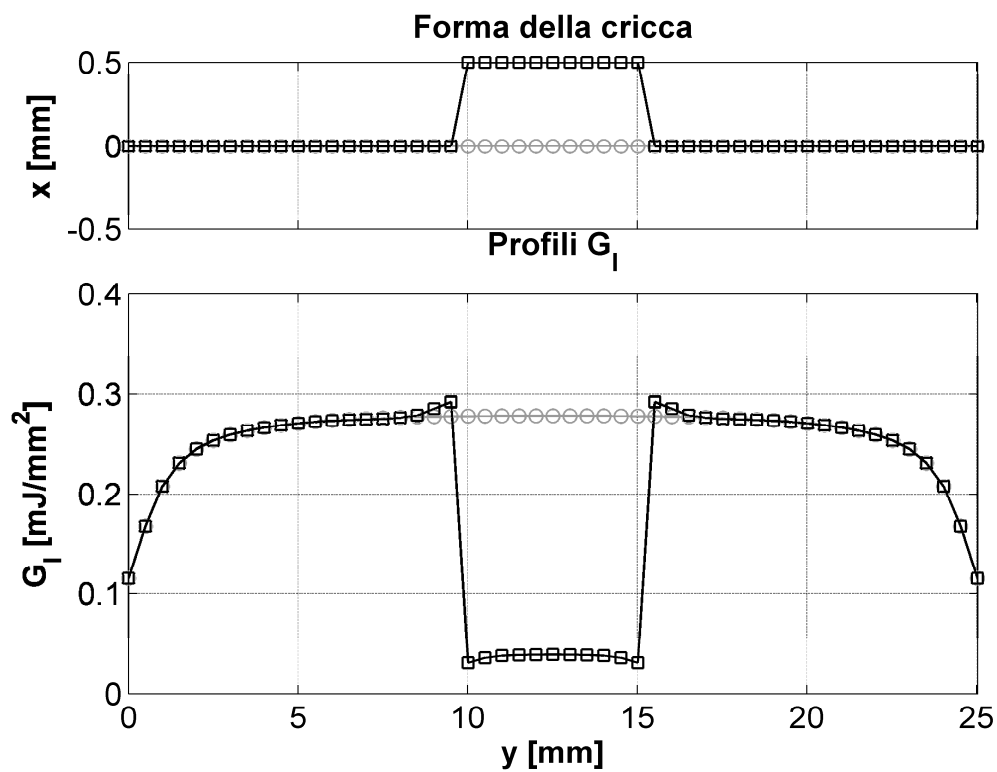


Figura 6.4

Evoluzione del fronte della cricca

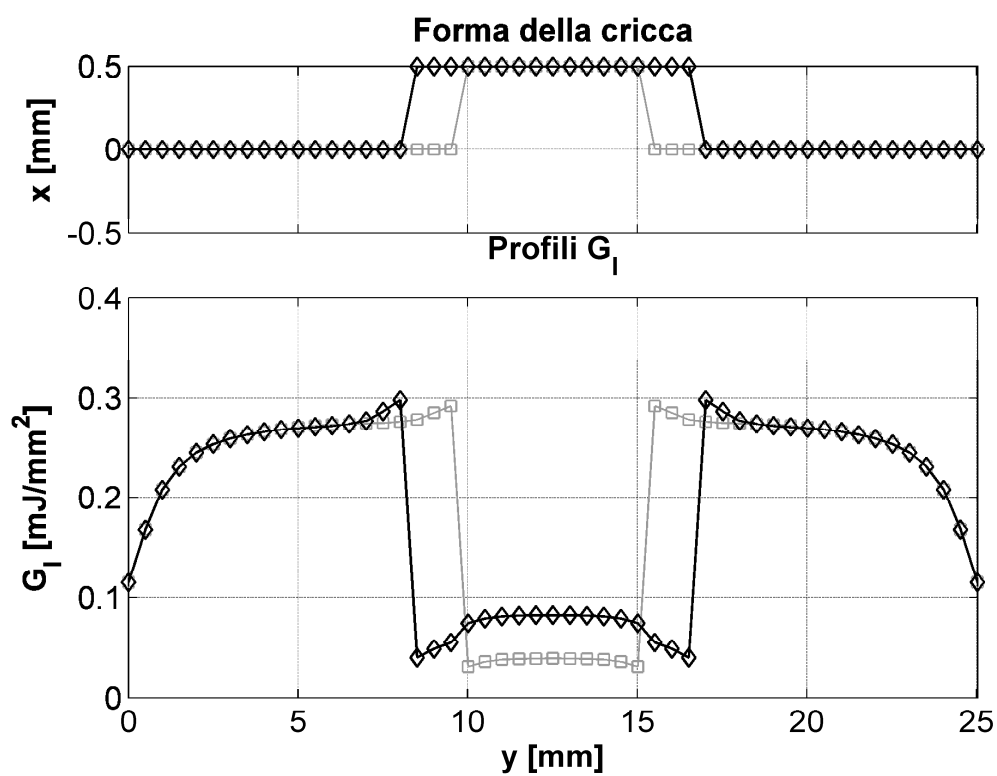


Figura 6.5

Evoluzione del fronte della cricca

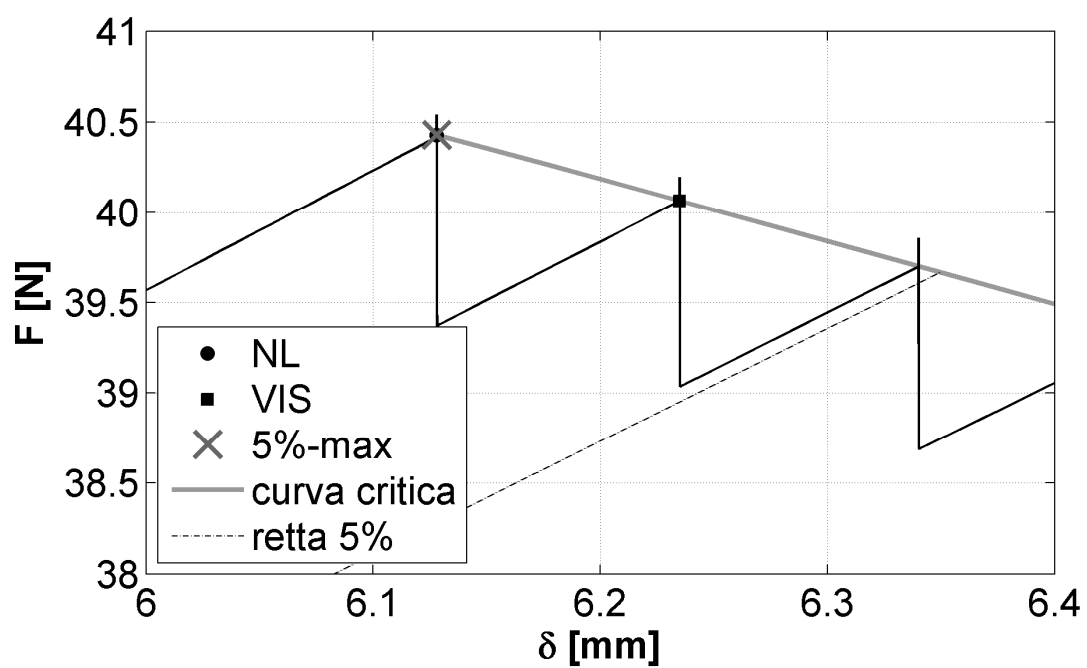


Figura 6.6

Punti critici del provino DCB

Valori di G_{Ic} ottenuti dalla simulazione			
	G_{Ic} (MBT)	G_{Ic} (CC)	G_{Ic} (MCC)
NL	257.3	258.0	259.9
VIS	261.6	262.3	259.5
5%	257.3	258.0	259.9

Tabella 6.2

Dopo aver realizzato un benchmark con un modello 3D del provino ENF con i dati di Krueger [7] sono state fatte simulazioni in cui è stata attivata la propagazione che sono state confrontate con la curva di benchmark.

Andando ad esaminare su scala ingrandita il dettaglio dei punti critici delle simulazioni, si può osservare che un primo rilascio dei nodi avviene proprio nelle condizioni individuate nel benchmark, successivamente la fessura si arresta dato che il resto del profilo ha un valore molto più basso e dunque il crollo del carico risulta essere ritardato. Dopo la propagazione iniziale lo spostamento del vincolo centrale deve essere aumentato di un po' prima di avere la propagazione instabile. Come si vede nelle Figure 7.1 e 7.2, il rilascio iniziale è dovuto alla separazione dei nodi esterni del fronte di cricca. Il rilascio di altri nodi, che parte sempre dai bordi, avviene ad un carico maggiore ed a questo corrisponde il crollo del carico.

Questo fenomeno e la variazione dei profili a seconda della posizione del fonte di cricca rispetto al cilindro che applica il carico mostrano che la condizione critica risulta essere dominata dagli effetti di bordo e un modello bidimensionale del provino ENF non è in grado di cogliere questi effetti.

Per investigare l'effetto dei supporti sulla cedevolezza del modello sono state fatte delle simulazioni con la propagazione attiva utilizzando sia il modello con i supporti rigidi, sia applicando gli spostamenti attraverso un'interazione di MPC tie che è mostrato in Figura 7.3. Entrambi i modelli forniscono gli stessi risultati (Figura 7.4).

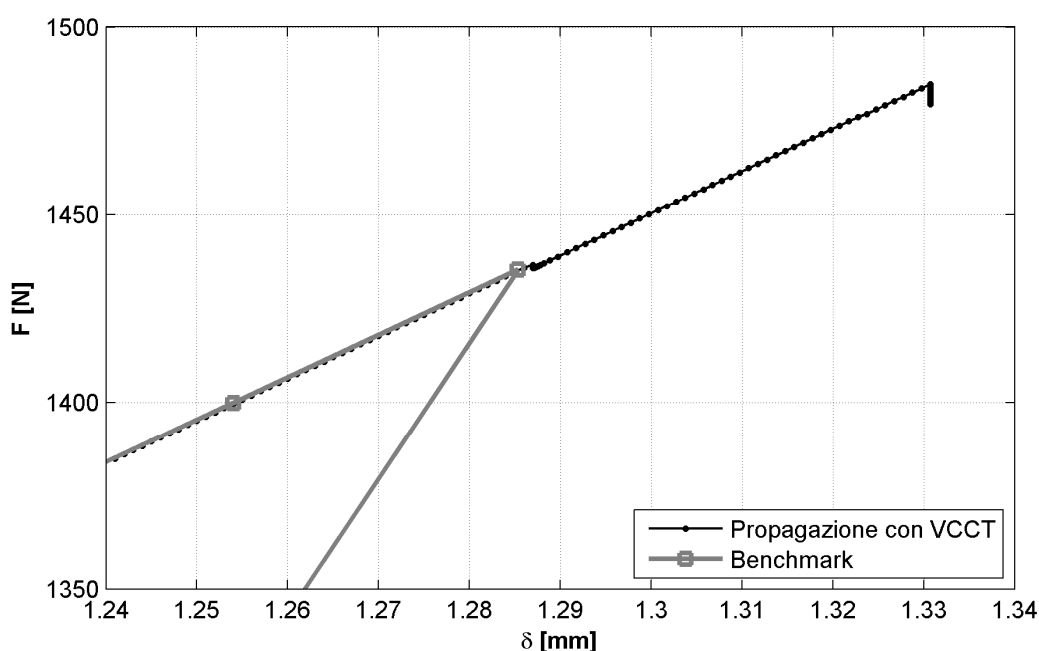


Figura 7.1
Confronto fra punto critico stimato nel benchmark
e quello individuato dalla VCCT con propagazione attivata

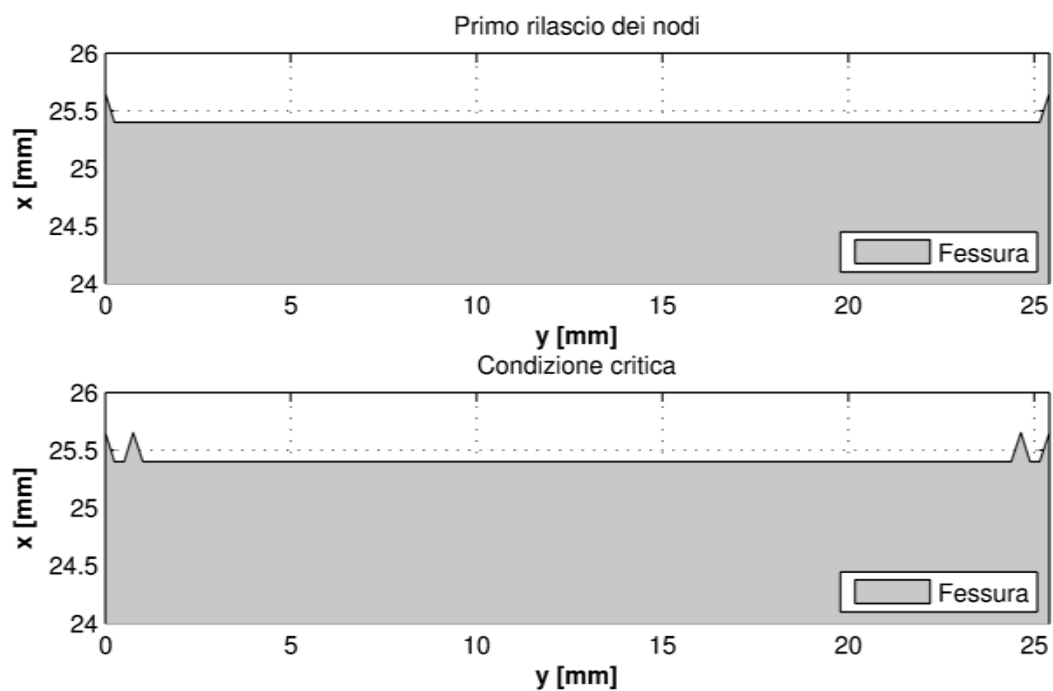


Figura 7.2
Forma del bordo di cricca nella condizione di un primo rilascio dei nodi e nel successivo istante di crollo del carico.

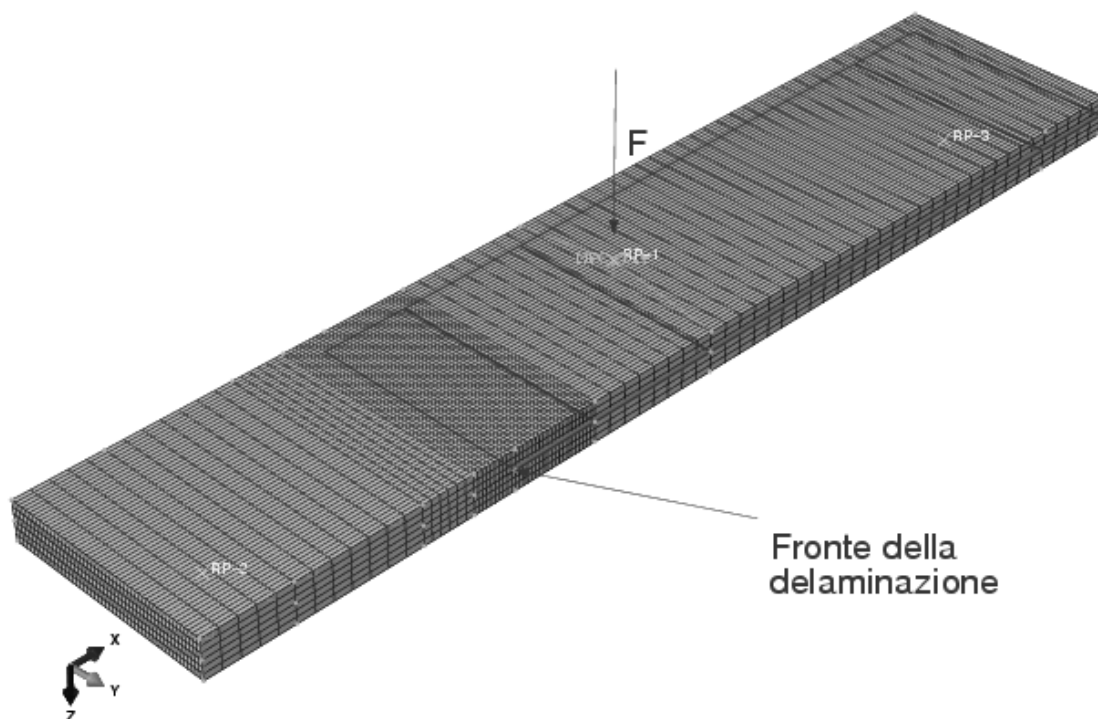


Figura 7.3
Modello FEM con MPC tie di un provino ENF

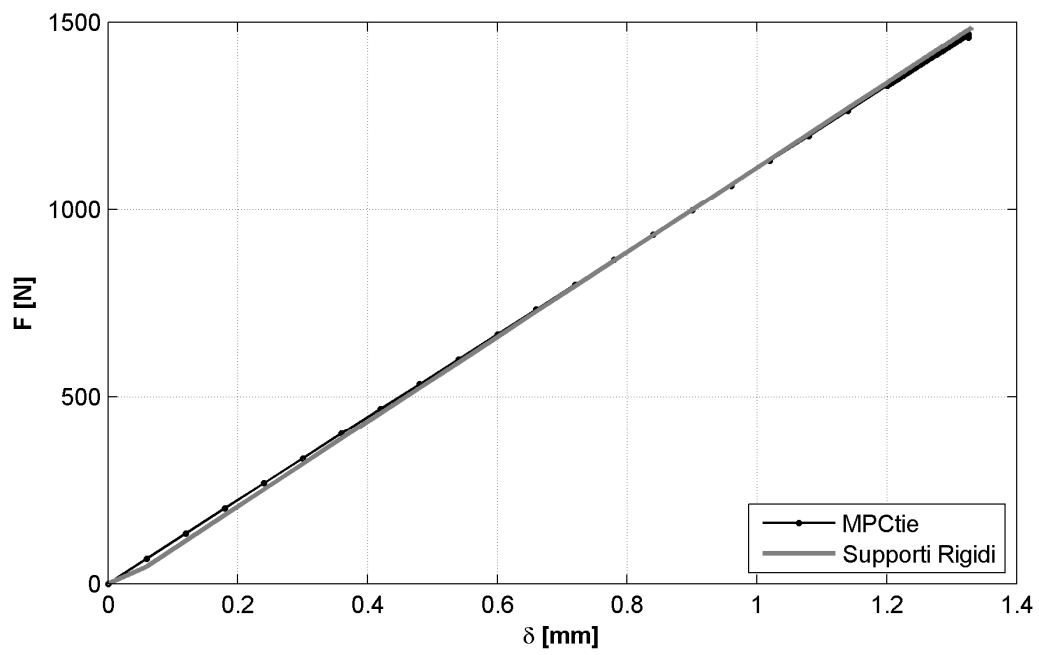


Figura 7.4
Confronto fra i modelli con MPC e supporti rigidi

Paragrafo 7.1

Simulazione di dati sperimentali di una prova ENF

Sono state fatte delle analisi per vedere il comportamento di un provino ENF durante la propagazione della fessura.

In queste simulazioni non sempre si è avuta una propagazione simmetrica, a causa di differenze di tipo numerico in una delle due estremità del fronte della fessura si verifica la propagazione prima dell'altra. Per eliminare questo problema si è passati a modelli con un vincolo di simmetria rispetto al piano longitudinale del provino. Nonostante questa differenza fra i modelli, le curve carico-spostamento sono sostanzialmente invariate (Figura 7.5).

È stata fatta un'analisi di sensibilità alla mesh in direzione trasversale per investigare gli effetti di bordo sul profilo di G_{II} . Sono stati utilizzati tre valori per la dimensione degli elementi: 0.5 mm, 0.25 mm e 0.1 mm. I due modelli con elementi di dimensione 0.5 mm e 0.25 mm in direzione trasversale hanno la stessa dimensione in direzione longitudinale, 0.5 mm. Per ridurre la dimensione a 0.1 mm in direzione trasversale è stata ridotta anche in direzione longitudinale 0.25 mm per non aumentare troppo l'aspect ratio degli elementi. Ciò comporta una piccolo aumento della cedevolezza del modello più raffinato.

Sono stati esaminati i profili di G_T/G_c durante la propagazione per il caso A) di elementi di dimensione 0.25 mm e il caso B) di 0.1 mm in direzione trasversale nella zona attorno all'apice della cricca. In Figura 7.6 sono stati confrontati i profili di G_T/G_c per le due simulazioni a parità di spostamento quando ancora non si sono raggiunte le condizioni critiche. Poiché si tratta del modello simmetrico è stata mostrata solo metà distribuzione. Il profilo relativo alla mesh più fine è di poco al di sotto dell'altro tranne che per il punto di massimo sul nodo più esterno, dove assume un valore più grande. In Figura 7.7 sono riassunti i valori di G_{II} sul nodo esterno in funzione della dimensione degli elementi per i tre modelli. Raffinando la mesh il valore massimo di G_{II} sembra divergere.

Questo effetto determina l'anticipazione del punto d'inizio propagazione per i modelli con mesh più fine e inoltre influenza la condizione di instabilità, come si può vedere in Figura 7.8 raffinando la mesh il punto critico avviene sensibilmente prima.

Il valore di G_{II} nella zona centrale del fronte del modello A) è di conseguenza più alto di quello del modello B) nell'istante in cui si ha la propagazione iniziale. Dopo che il primo nodo è stato rilasciato il valore di G_T/G_c sul nodo più esterno crolla (Figura 7.9); mentre il valore massimo non si trova nel nodo adiacente come ci si aspetterebbe, ma in quello ancora dopo. La propagazione instabile parte proprio da questo nodo e non dal nodo adiacente (Figura 7.10). Questo comportamento si riscontra anche nel modello con mesh più fine, come è mostrato in Figura 7.11. La causa è che la VCCT calcola lo strain energy release rate rispetto al sistema di riferimento locale; si è visto che la VCCT calcola per ogni nodo la tangente al bordo della cricca come la direzione della retta che passa per i due nodi adiacenti [1]. Per cui il nodo adiacente a quello che si è separato ha tangente modificata rispetto al resto del fronte; questo fa sì che lo strain energy release rate calcolato in questo nodo sia più basso rispetto a quello successivo. Più la forma è irregolare più gli errori si sommano e si ottiene una propagazione con fronte frastagliato.

Una volta che è avvenuta la propagazione iniziale e i picchi di G alle estremità del fronte non esistono più, la differenza fra il valor medio e quello massimo del fronte è molto piccola e si può assumere tranquillamente che il valore di G_{IIc} da inserire nell'analisi sia proprio quello ottenuto dagli esperimenti. Se si osserva la curva carico-spostamento del provino ENF confrontata con i dati sperimentali, come mostrato in Figura 7.16) si trova che il punto critico si trova in prossimità di quello delle prove.

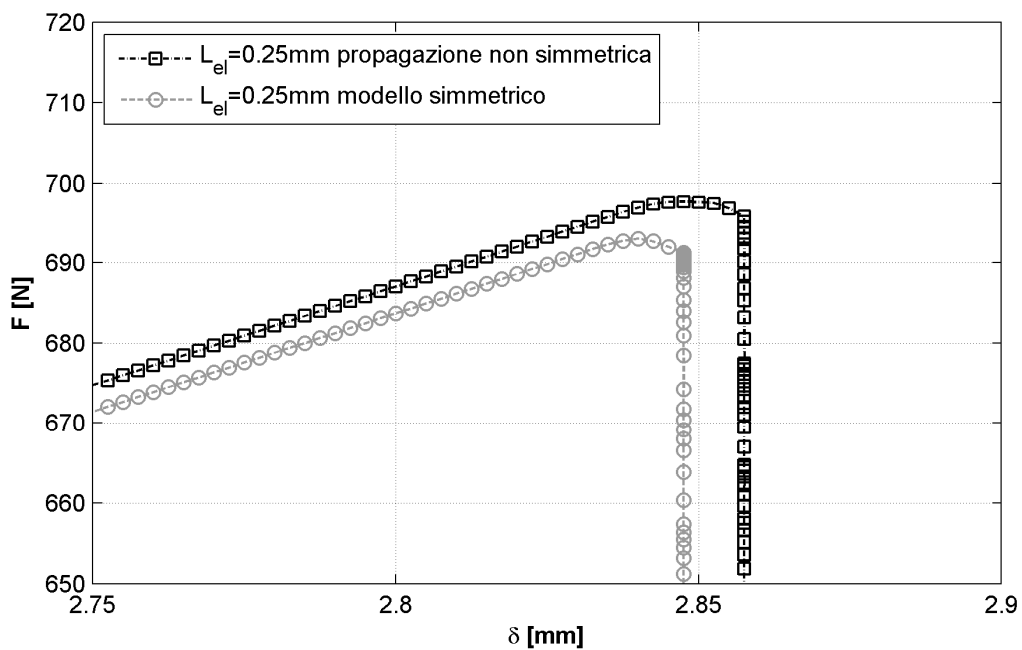


Figura 7.5
Confronto fra modello simmetrico e non simmetrico
Profili G_T/G_c
 $\delta=2.5\text{mm}$

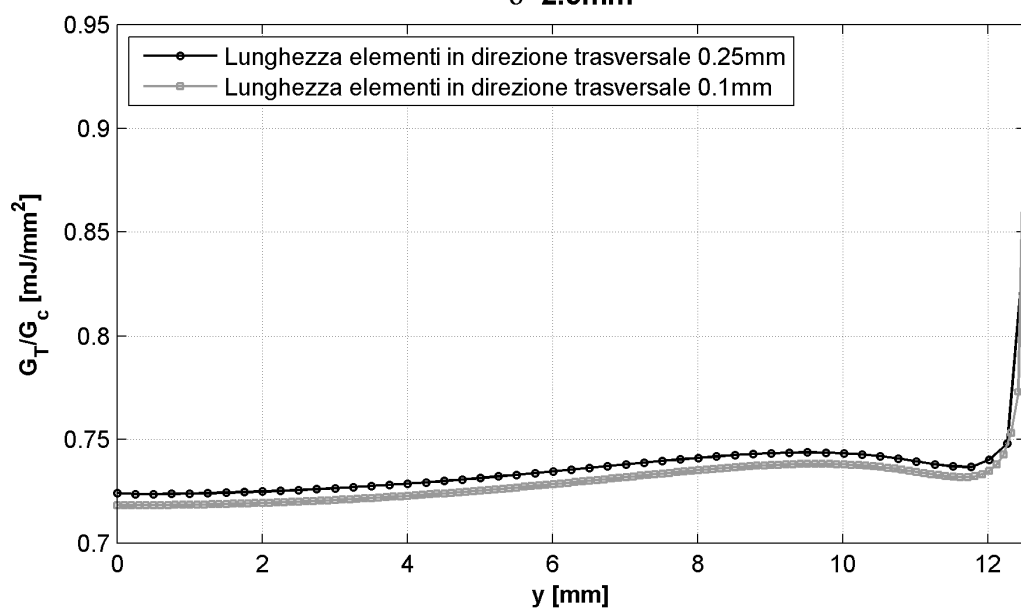


Figura 7.6
Sensibilità alla mesh per i modelli simmetrici: profili iniziali di G_T/G_c

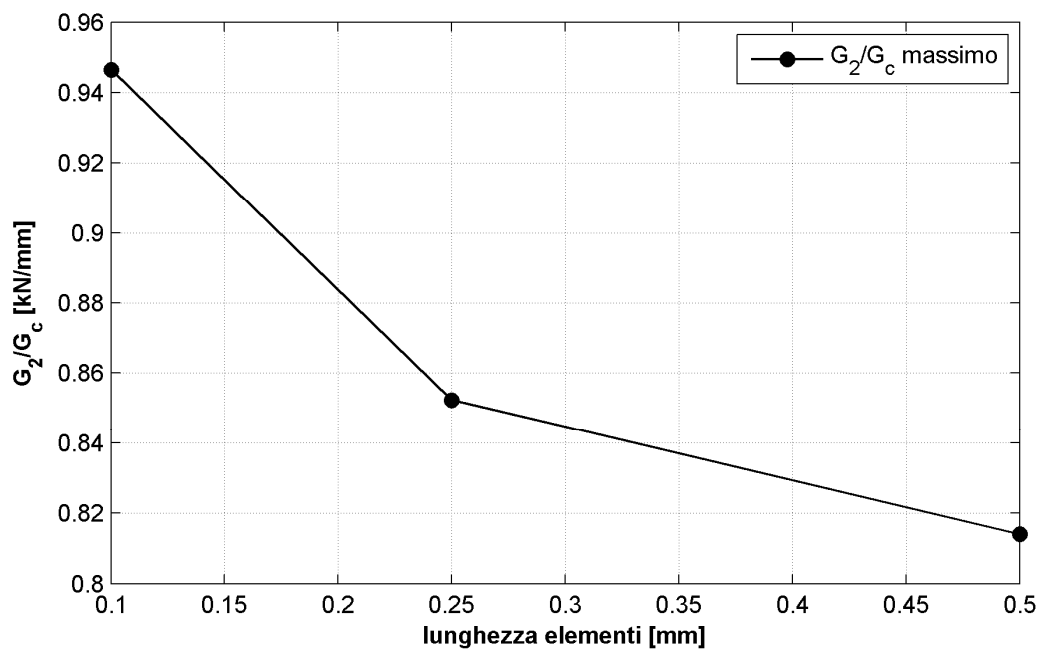


Figura 7.7
Valore massimo di G_{II} al variare della mesh

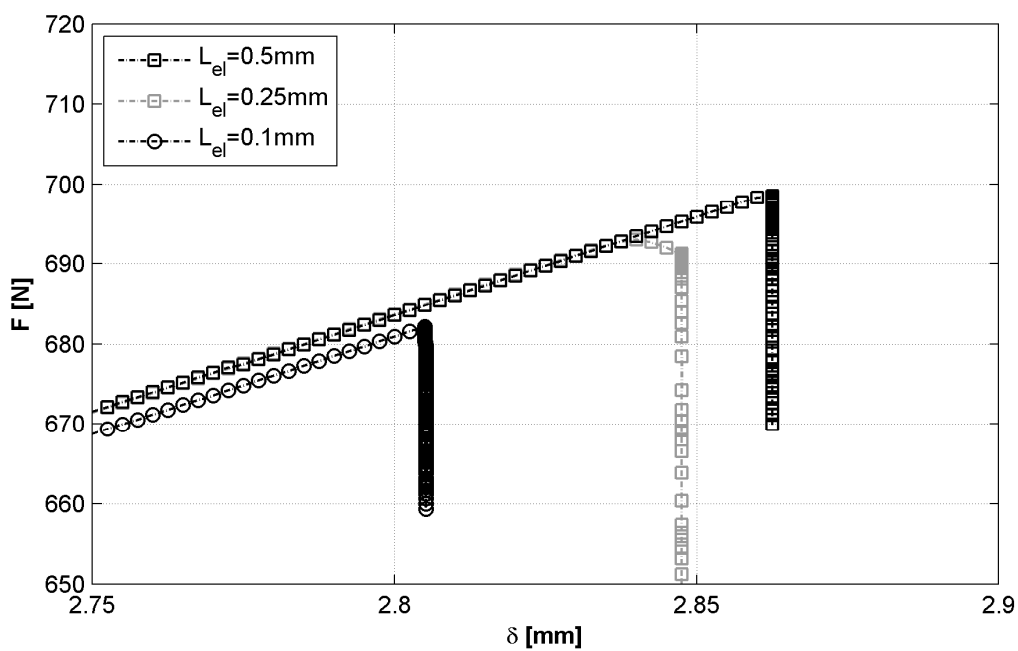


Figura 7.8
Sensibilità alla mesh per i modelli simmetrici: curve carico-spostamento

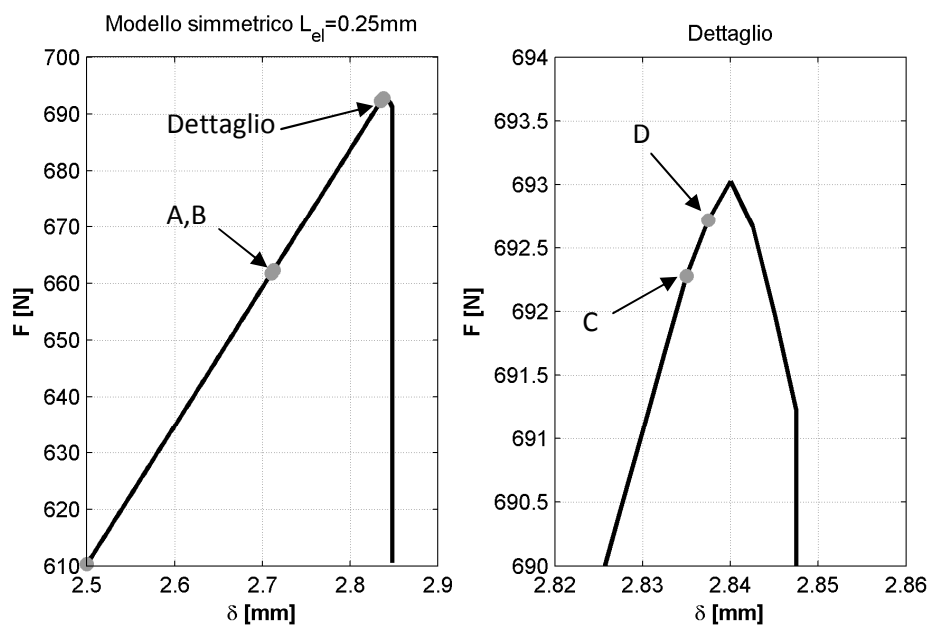


Figura 7.9
Evoluzione della cricca per il modello coarse

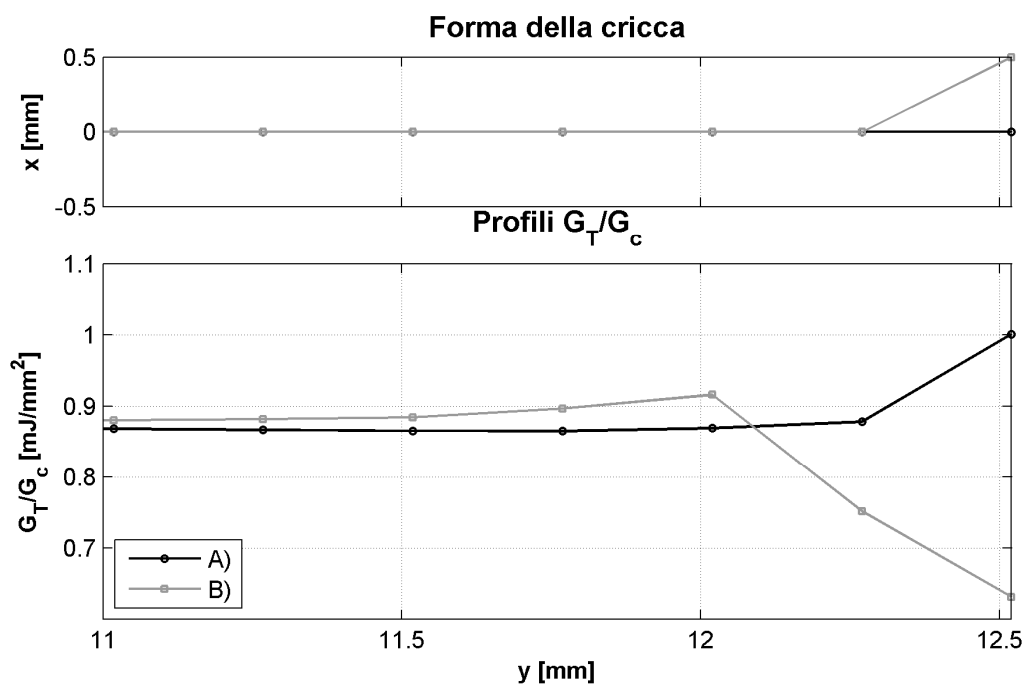


Figura 7.10 Evoluzione della cricca per il modello coarse

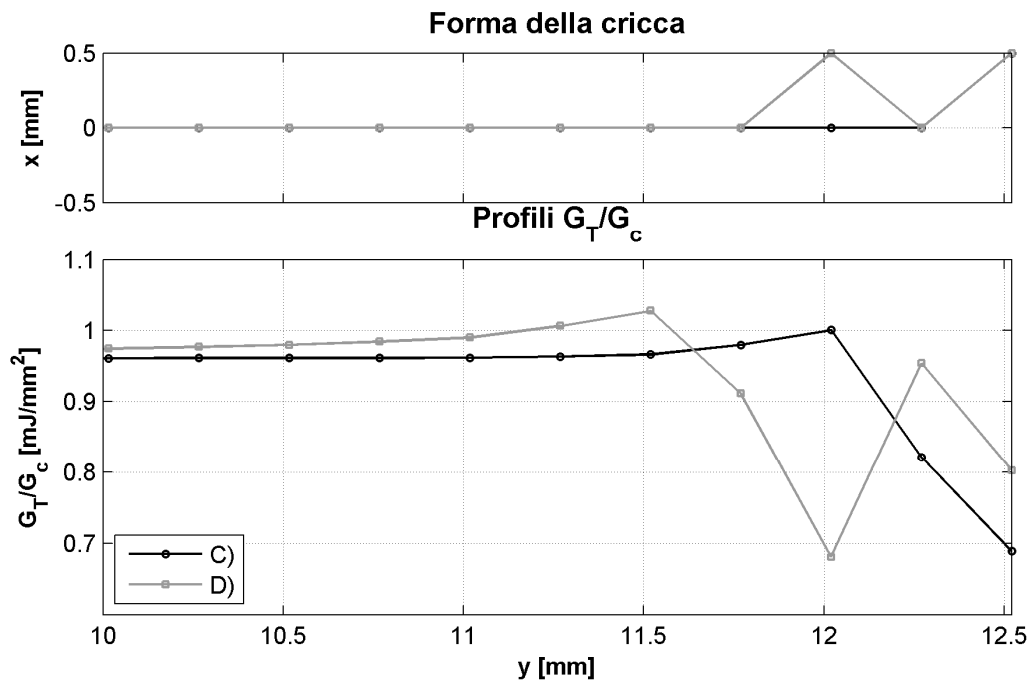


Figura 7.11
Evoluzione della cricca per il modello coarse

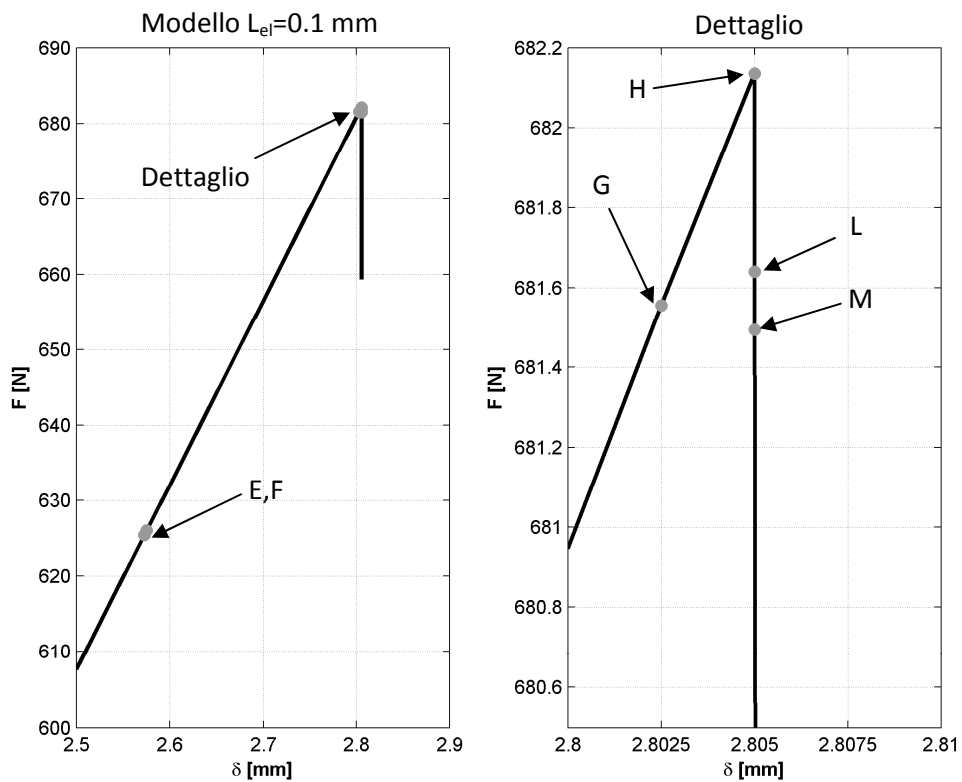


Figura 7.12
Evoluzione della cricca per il modello fine

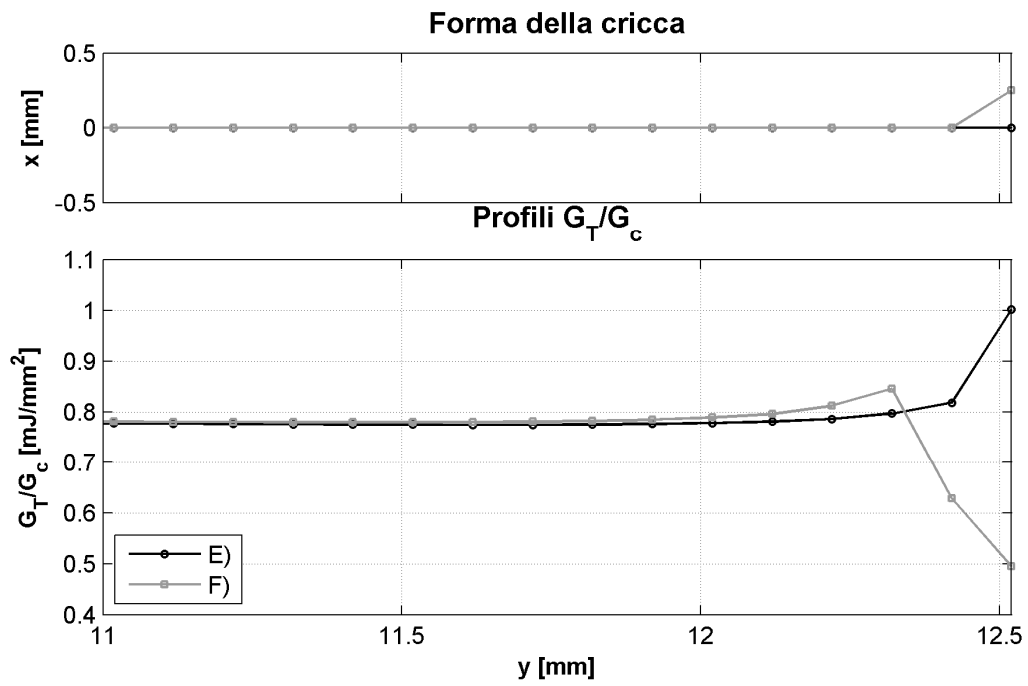


Figura 7.13
Evoluzione della cricca per il modello fine

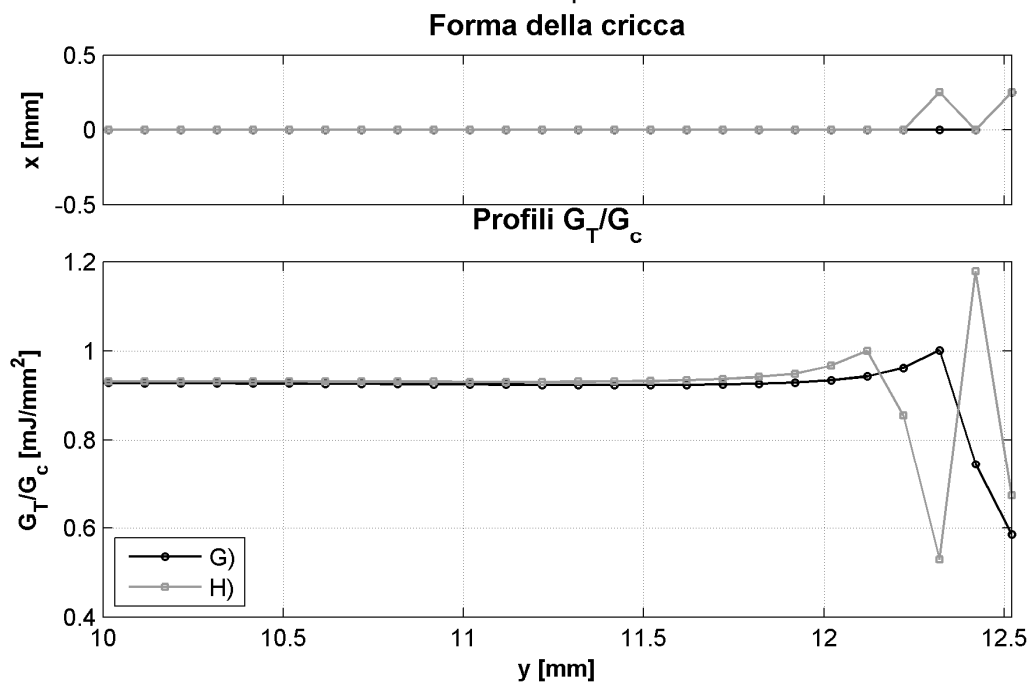


Figura 7.14
Evoluzione della cricca per il modello fine

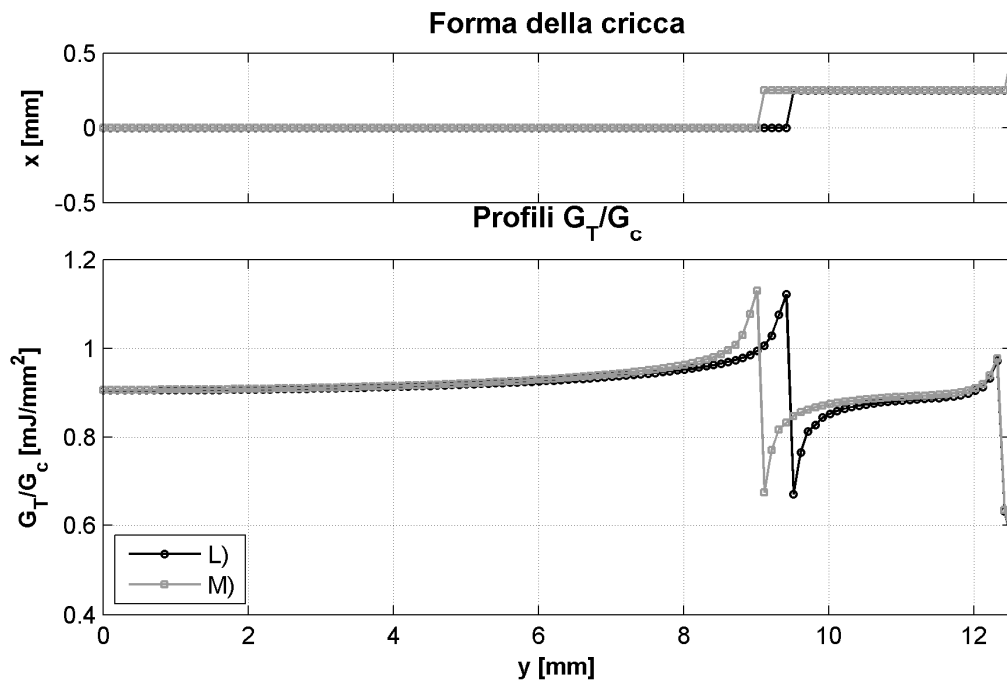


Figura 7.15
Evoluzione della cricca per il modello fine

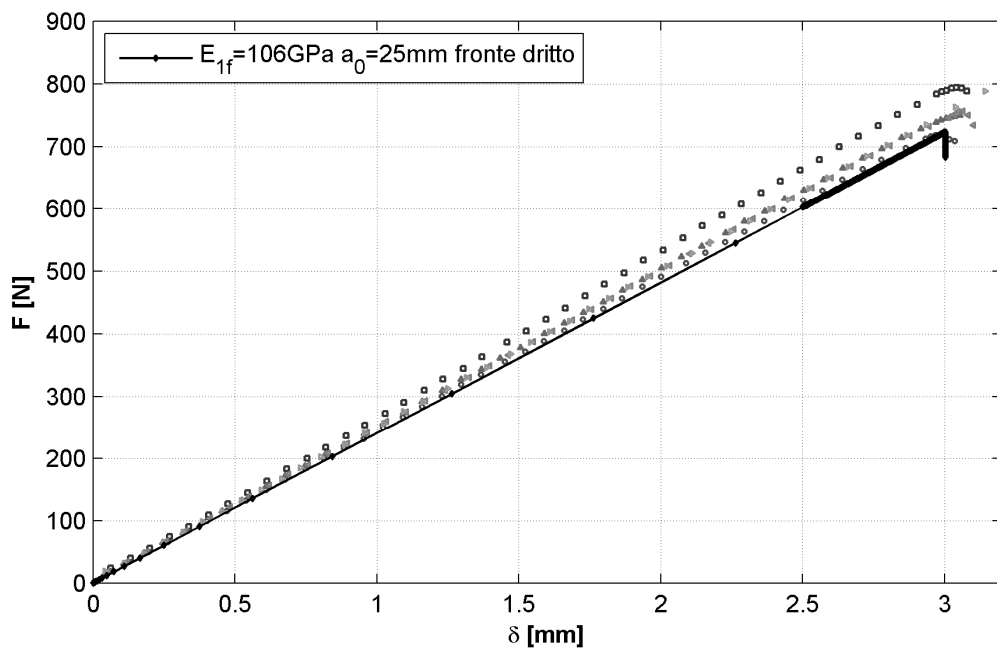


Figura 7.16
Confronto di risultati di un provino ENF con fronte dritto con risultati sperimentali

Paragrafo 7.2

Effetti della precricatura sui provini ENF

I provini ENF sono stati sottoposti a precricatura in modo II statico prima della prova vera e propria. La precricatura è realizzata secondo lo schema di Figura 2.5. Rispetto alla prova la distanza fra i supporti è dimezzata ($L=25\text{mm}$) ed il fronte di cricca è posto più vicino al punto di applicazione. Si applica uno spostamento fino a quando si verifica la propagazione instabile, dopodiché si arresta la macchina. Siccome la fine dell'inserto è posta vicino al punto di applicazione del carico, allora la fessura propaga di poco. La prova è sicuramente stabile quando la fessura supera il punto di applicazione del carico e la propagazione si arresta quando la fessura raggiunge il punto di applicazione del carico. Per superare la zona ricca di resina si impone una distanza dal carico di circa 3-4mm. Dall'analisi dei profili di G_T/G_c di una simulazione della precricatura il profilo rispetto alla prova ENF è diverso: i valori nella zona centrale sono più grandi. Questo è un effetto dovuto alla vicinanza dell'apice della fessura al punto di applicazione del carico. Questo aspetto era già stato rilevato nel Capitolo 3, rispetto a quelle simulazioni il massimo è comunque sul nodo più esterno perché la mesh è più fine. La delaminazione parte dunque dai nodi esterni, ma il carico crolla quando anche nella zona centrale sia ha la propagazione (Figura 7.19 e 7.20). Come per le simulazioni della prova ENF, anche per la precricatura il fronte della cricca tende a essere frastagliato quando la fessura avanza di qualche millimetro per cui non si può stabilire con certezza quale sia la forma che assume il fronte dopo la precricatura del provino. Si può comunque dire che la forma del fronte della fessura non è più dritta dopo l'operazione di precricatura. Una forma plausibile potrebbe essere quella di Figura 7.20 con tutto il fronte arretrato rispetto ai bordi, in questo caso la lunghezza di fessura con cui si effettua la prova ENF risulterebbe essere ridotta di 0.5 mm rispetto al fronte dritto. È stata fatta una simulazione con un fronte di questo tipo, la curva carico- spostamento così ottenuta è mostrata in Figura 7.23. La differenza non è molto grande, tuttavia ci si avvicina un po' di più ai dati sperimentali.

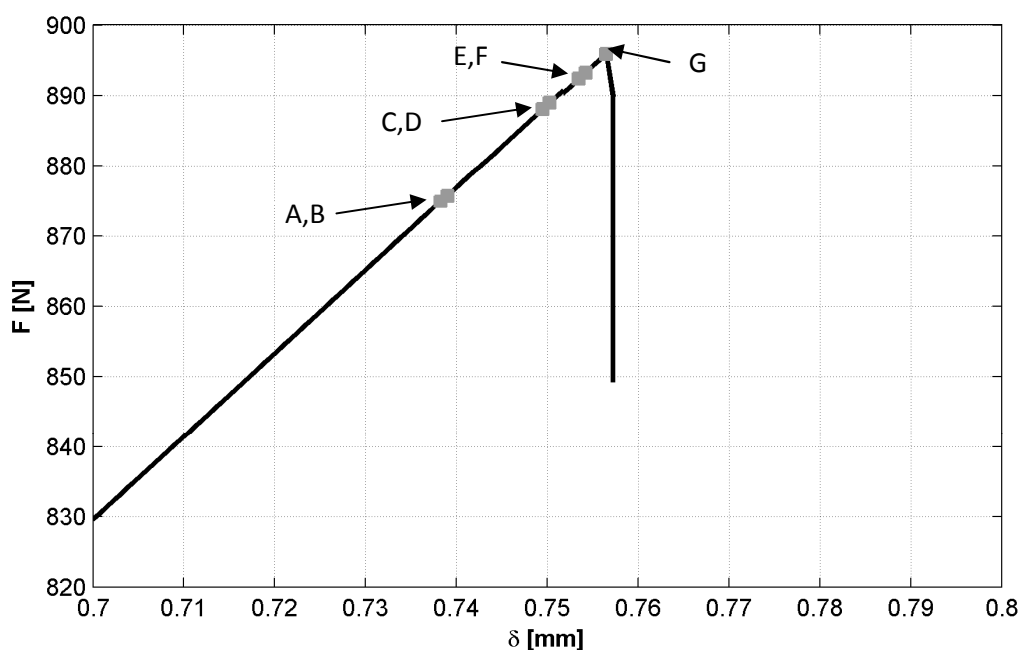


Figura 7.18
Evoluzione del fronte della fessura: precricatura

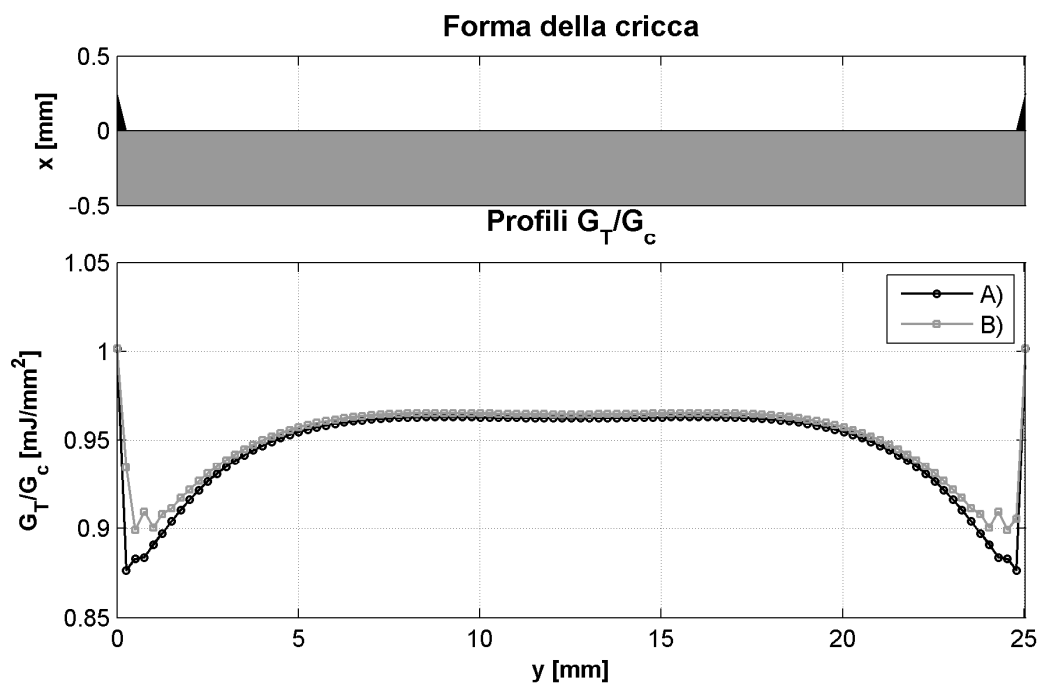


Figura 7.19
Evoluzione del fronte della fessura: precriccatura

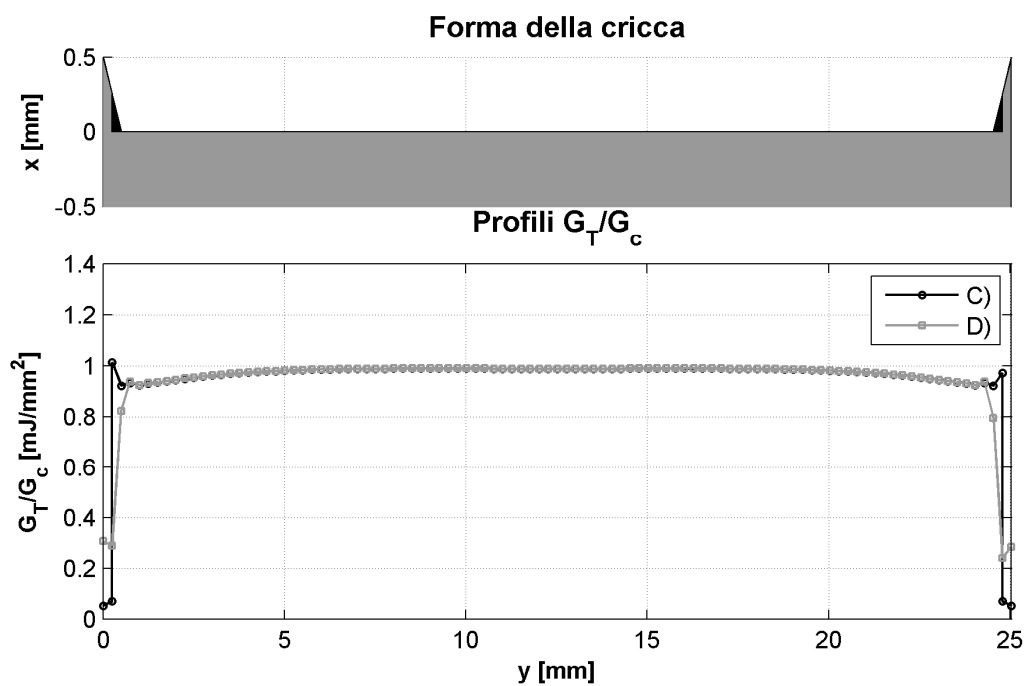


Figura 7.20
Evoluzione del fronte della fessura: precriccatura

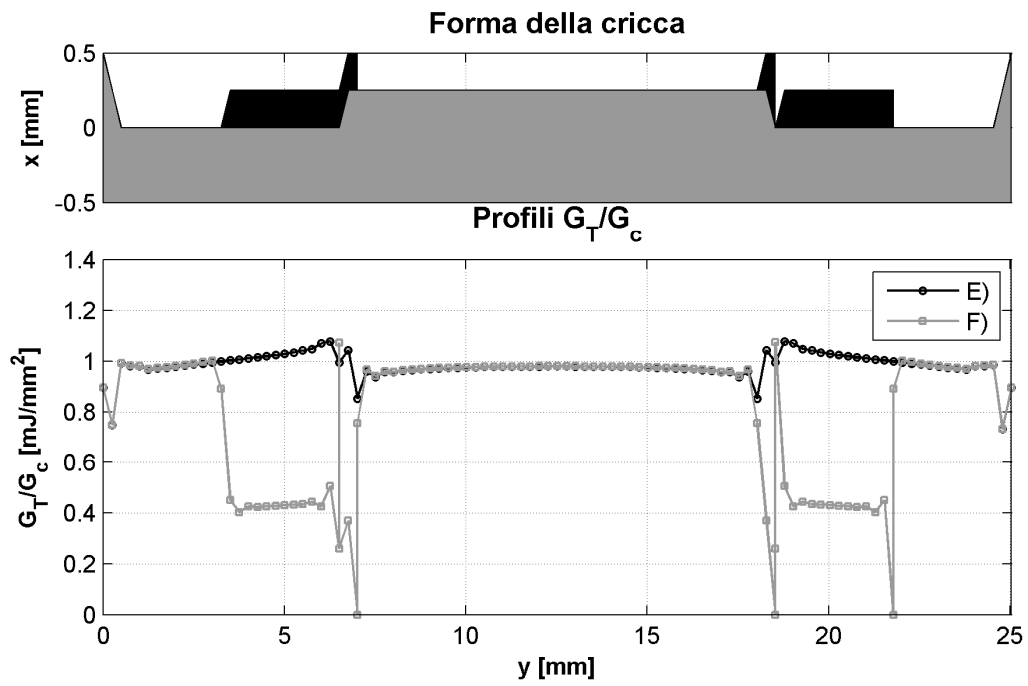


Figura 7.21
Evoluzione del fronte della fessura: precricatura

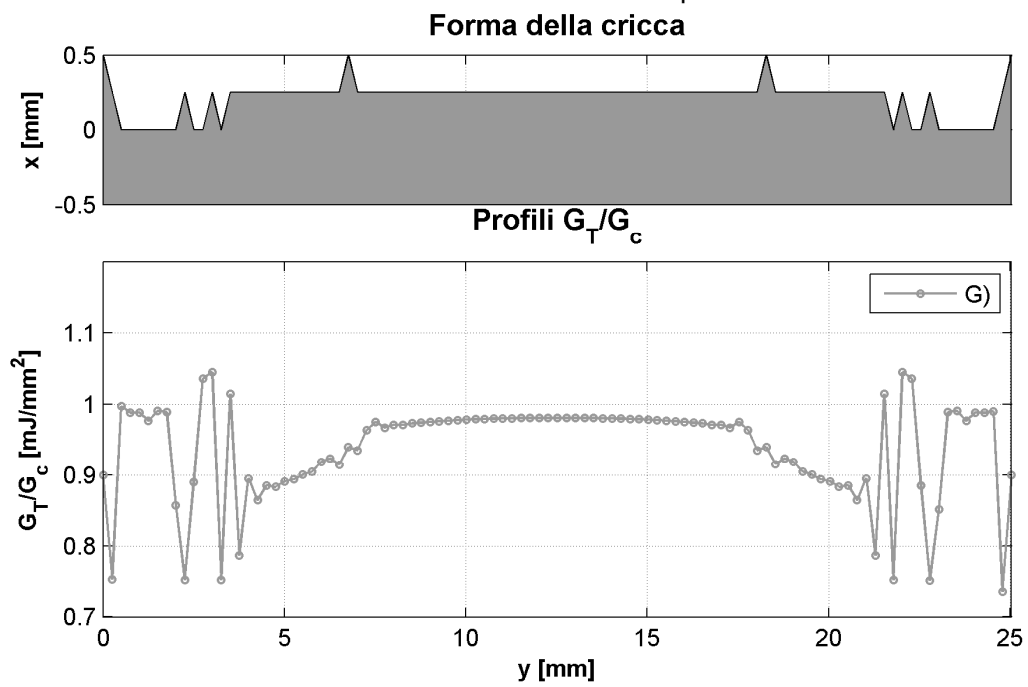


Figura 7.22
Evoluzione del fronte della fessura: precricatura

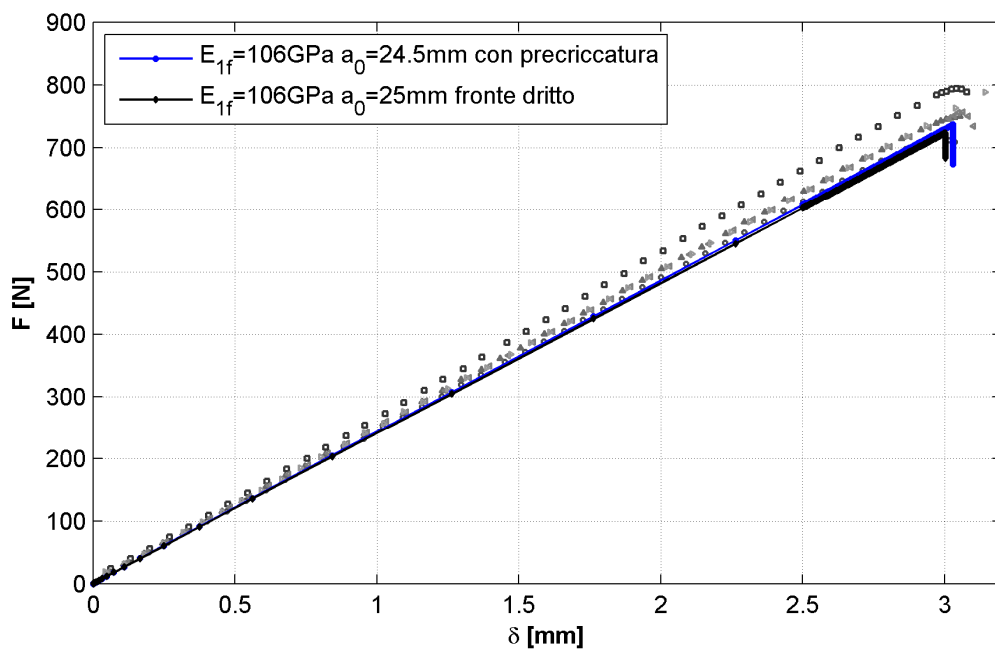


Figura 7.23
Confronto risultati di un'analisi con fronte precriccato
con dati sperimentali e con analisi con fronte dritto

Conclusioni e sviluppi futuri

Lo scopo principale delle attività che sono state oggetto di questa tesi è quello d'individuare le problematiche che si possono presentare nella simulazione numerica delle prove per i modi di apertura I e II della fessura. Il metodo di analisi è la VCCT di Abaqus impiegata in modelli ad elementi finiti che riproducono le prove standard di tipo DCB ed ENF. Per poter utilizzare questo metodo occorre innanzitutto determinare come impostare i relativi parametri di controllo ed in seguito validare la tecnica su dati sperimentali. In conclusione di questa tesi si riassumono i risultati principali.

I risultati migliori in termini di miglior compromesso fra tempi di calcolo, qualità della soluzione e robustezza si sono ottenuti con un valore di release tolerance pari a 0.2 utilizzando il metodo di stabilizzazione di "contact stabilization" e utilizzando una simulazione suddivisa in due step, uno per l'avvicinamento al punto di propagazione e uno durante il quale la propagazione vera e propria.

Inoltre è stata validata la tecnica della VCCT su dati sperimentali; ciò ne permette l'uso per verifiche a damage tolerance su componenti strutturali.

Sono state esaminate le differenze tra i modelli ad elementi finiti tridimensionali e quelli bidimensionali finalizzati alla riduzione dei dati sperimentali; il valore di G_{Ic} da usare per riprodurre la prova DCB deve essere aumentato dell'8% quando si inserisce nel modello, mentre il valore di G_{IIc} per la prova ENF non deve essere corretto per riprodurre la prova con il modello FEM.

Durante la simulazione numerica delle prove si è riscontrato che il fronte della fessura durante la fase di propagazione del provino DCB ha una curvatura molto piccola e si può assumere essere rettilineo, mentre il fronte della fessura del provino ENF dopo la precricatura non è dritto e ciò comporta una piccola differenza nella misurazione della lunghezza iniziale di fessura.

Un logico proseguimento di questa attività è in primo luogo quello di indagare i provini Mixed Mode Bending ed Edge Crack Torsion.

Tutti i provini finora analizzati riguardano impilamenti di tipo unidirezionale, in futuro si potrebbero analizzare provini di tessuti e anche di materiale multi-direzionale.

Bibliografia

- [1] R.Kruger. "The Virtual Crack Closure Technique: History, approach and applications." ICASE Report No. 2002-10y, 2002.
- [2] Dassault Systemes Simulia Corp. (2010), Abaqus User's Manual, ABAQUS 6.11.
- [3] Benzeggagh, M., and M. Kenane, "Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending Apparatus," Composite Science and Technology, vol. 56 439, 1996.
- [4] Reeder, J., S. Kyongchan, P. B. Chunchu, and D. R.. Ambur, "Postbuckling and Growth of Delaminations in Composite Plates Subjected to Axial Compression" 43rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Denver, Colorado, vol. 1746, p. 10, 2002.
- [5] Wu, E. M., and R. C. Reuter Jr., "Crack Extension in Fiberglass Reinforced Plastics," T and M Report, University of Illinois, vol. 275, 1965.
- [6] R.Kruger. "An approach to assess delamination propagation simulation capabilities in commercial finite element codes." NASA/TM-2008-215123, 2008.
- [7] R.Kruger. "Development of benchmark examples for mode II static delamination propagation and fatigue growth predictions." NASA/CR-2011-217305, 2011
- [8] A. C. Orifici, R.Kruger. "Assessment of Static Delamination Propagation Capabilities in Commercial Finite Element Codes Using Benchmark Analysis." NASA/CR-2010-216709
- [9] R.Kruger. "Application of Benchmark Examples to Assess the Single and Mixed-Mode Static Delamination Propagation Capabilities in ANSYS" NASA/CR-2012-217588.
- [10] ASTM Standard D 5528 – 01 e3. Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, 2007.
- [11] D.J. Wilkins, J.R. Eisenmann, R.A. Camin, W.S. Margolis, and R.A. Benson, Characterizing delamination growth in graphite-epoxy, ASTM Spec. Tech. Publ. 775, 168–183, 1982.
- [12] M. F. Kanninen. An augmented double cantilever beam model for stud crack propagation and arrest. International Journal of Fracture, Vol. 9, No. 1, March 1973

- [13] R. H. Martin, G. B. Murri. Characterization of mode I and mode II delamination growth and thresholds in graphite/peek composites. NASA technical memorandum 100577.
- [14] Chengye Fan, P.-Y. Ben Jar, J.-J. Roger Cheng. Revisit the analysis of end-notched-flexure (ENF) specimen. Composites Science and Technology, 66, 1497–1498, 2006.
- [15] JSA-JIS K7086-1993. Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon-fibre reinforced plastics, 1993.
- [16] G.Gari. “Caratterizzazione sperimentale della tenacità a frattura interlaminare di materiali compositi.” Tesi di laurea specialistica in Ingegneria Aerospaziale, Tesi Università di Pisa.
- [17] K.Marlett. “Hexcel 8552 AS4 Unidirectional Prepeg at 190 gsm and 35 % RC Qualification Material Property Data Report.” NCAMP Test Report Number: CAM-RP-2010-002 Rev A, 2011.